

TRABAJO ESPECIAL DE GRADO

ESTUDIO DE INFLUENCIA DE LA INTERACCIÓN ENTRE EL COQUE, LA PARED Y ALTOS GRADIENTES TÉRMICOS EN LA INTEGRIDAD MECÁNICA DE RECIPIENTES DE COQUIZACIÓN MEDIANTE EL MODELADO CON ELEMENTO FINITO

Presentado ante la Ilustre
Universidad Central de Venezuela
Por el Br. Pineda Hernández, Geralf
para optar al Título
de Ingeniero Mecánico

Caracas, 2003

TRABAJO ESPECIAL DE GRADO

**ESTUDIO DE INFLUENCIA DE LA INTERACCIÓN ENTRE EL
COQUE, LA PARED Y ALTOS GRADIENTES TÉRMICOS EN
LA INTEGRIDAD MECÁNICA DE RECIPIENTES DE
COQUIZACIÓN MEDIANTE EL MODELADO CON ELEMENTO
FINITO**

TUTOR ACADÉMICO: Prof. Antonio Barragán
TUTOR INDUSTRIAL: Ing. Noel Moreno

Presentado ante la Ilustre
Universidad Central de
Venezuela para optar al Título
de Ingeniero Mecánico
Por el Br. Pineda Hernández, Geralf

Caracas, 2003

Caracas, 13 de Noviembre de 2003

ACTA

Los abajo firmantes, miembros del Jurado examinador del Trabajo Especial de Grado del Br. **GERALF PINEDA HERNÁNDEZ**, designado por el Consejo de Escuela de Ingeniería Mecánica de la Facultad de Ingeniería de la Universidad Central de Venezuela, titulado:

**“ESTUDIO DE INFLUENCIA DE LA INTERACCIÓN ENTRE EL COQUE,
LA PARED Y ALTOS GRADIENTES TÉRMICOS EN LA INTEGRIDAD
MECÁNICA DE RECIPIENTES DE COQUIZACIÓN MEDIANTE EL
MODELADO CON ELEMENTO FINITO”**

Dejan constancia, por medio de la presente acta, que consideran que el referido trabajo ha cumplido con los requisitos exigidos por el plan de estudios conducente al Título de Ingeniero Mecánico, sin que ello signifique que se hacen solidarios con las ideas expuestas por el autor.


Prof. Manuel Martínez
Jurado


Prof. Francisco Garcia
Jurado


Prof. Antonio Barragán
Tutor

Pineda H., Geralf

**ESTUDIO DE INFLUENCIA DE LA INTERACCIÓN ENTRE EL
COQUE, LA PARED Y ALTOS GRADIENTES TÉRMICOS EN
LA INTEGRIDAD MECÁNICA DE RECIPIENTES DE
COQUIZACIÓN MEDIANTE EL MODELADO CON ELEMENTO
FINITO**

**Tutor Académico: Prof. Antonio Barragán. Tutor Industrial: Ing. Noel Moreno.
Tesis. Caracas, U.C.V. Facultad de Ingeniería Escuela de Ingeniería Mecánica.
Año 2003, 185 p.**

Recipientes a presión, Coquización retardada, Elemento finito, Esfuerzos térmicos,
Coke crushing, Fatiga térmica.

Resumen.

Los recipientes de coquización retardada operan bajo condiciones cíclicas severas debido a que el proceso de calentamiento y enfriamiento forzado induce esfuerzos térmicos repetitivos sobre la pared del tambor.

En este trabajo, utilizando como herramienta el modelaje con elemento finito, se analizó la influencia que tienen los altos gradientes térmicos en la generación de altos esfuerzos en el recipiente y en la reducción de vida por fatiga térmica, y al mismo tiempo se realizaron simulaciones con la finalidad de conocer el efecto que tiene el “*coke crushing*” o resistencia a la contracción que ofrece el coque en la generación de esfuerzos en la pared del recipiente.

Por medio de los resultados obtenidos se pudo identificar a los puntos fríos y calientes como la principal causa de abombamientos localizados en la pared del recipiente, al “*coke crushing*” como un mecanismo severo de carga que puede afectar, de forma importante, la integridad mecánica de los tambores, y ratificar a la fatiga térmica de bajos ciclos como el principal mecanismo de falla que actúa sobre los recipientes de coquización retardada.

AGRADECIMIENTOS

Agradezco infinitamente a Dios por darme la vida y por guiarme de su mano durante toda mi vida.

Quisiera agradecer a mis tutores, al Prof. Antonio Barragán por su colaboración prestada durante la realización de este trabajo y al Ing. Noel Moreno por su valiosa colaboración, la cual hizo posible la realización de este trabajo, y por la confianza y oportunidad que me brinda.

También quiero ofrecer mis agradecimientos a las personas que estuvieron conmigo, ayudándome siempre, en el CDMS, al Ing. Jack Jenkins, al Ing. Rolando López, al Ing. Nelson Márquez y al Ing. Alfonso Ramos.

Gracias!!!

DEDICATORIA

A mis abuelos José Rafael Hernández Parrilla “Papá Lolo” y Norberta Rosa de Hernández Parrilla “Mamá Leta”.

ÍNDICE DE CONTENIDO

AGRADECIMIENTOS	V
DEDICATORIA	VI
ÍNDICE DE CONTENIDO	VII
LISTA DE TABLAS	X
LISTA DE ILUSTRACIONES	XII
INTRODUCCIÓN	1
CAPÍTULO I. ESTUDIO DE INFLUENCIA DE LA INTERACCIÓN ENTRE EL COQUE, LA PARED Y ALTOS GRADIENTES TÉRMICOS EN LA INTEGRIDAD MECÁNICA DE RECIPIENTES DE COQUIZACIÓN MEDIANTE MODELADO CON ELEMENTO FINITO.....	3
I.1 Antecedentes	3
I.2 Planteamiento del problema.....	3
I.3 Objetivos de la investigación	5
I.3.1 Objetivo general.....	5
I.3.2 Objetivos específicos.....	5
I.3.3 Alcances.....	5
CAPÍTULO II. DESCRIPCIÓN DEL PROCESO	6
II.1 Proceso de refinación.....	6
II.1.1 Destilación.....	6
II.1.2 Separación y Estabilización.....	7
II.1.3 Tratamiento.....	7
II.1.4 Conversión Media	7
II.1.5 Conversión Profunda.....	9
II.1.6 Mezclado de Productos.....	9
II.2 ¿Qué es la coquización retardada?.....	10

CAPITULO III. ASPECTOS GENERALES DE LOS RECIPIENTES DE COQUIZACIÓN RETARDADA.....	17
III.1 Diseño.	17
III.1.1 Metodología convencional de diseño.....	17
III.1.2 Especificaciones para intentar incrementar la vida útil del recipiente.	18
III.1.3 Eliminación de los arcos de soldadura circunferencial.	20
III.2 Fallas más frecuentes en equipos de coquización retardada.....	23
III.3 Aspectos generales sobre los materiales de construcción de los recipientes de coquización retardada.	31
III.4 Predicción de vida por fatiga en recipientes de coquización retardada	33
III.4.1 Monitoreo en campo.	35
III.4.2 Evaluación de la fatiga.....	36
CAPÍTULO IV. MARCO TEÒRICO.....	37
IV.1 Análisis de daño acumulado y fatiga.....	37
IV.2 Ecuaciones que gobiernan el análisis termoelástico.	39
IV.3 El método del elemento finito.	43
IV.3.1 Una revisión rápida al método del elemento finito.....	43
IV.3.2 Tipos de análisis.....	48
IV.4 Transferencia de calor.....	53
IV.4.1 Transformación de las ecuaciones de transferencia de calor.	54
CAPÍTULO V. MARCO METODOLÒGICO.	57
V.1 Selección de los modelos a estudiar.	59
V.1.1 Resistencia a la contracción del coque.....	60
V.1.2 Puntos fríos y calientes localizados.....	75
CAPÍTULO VI. RESULTADOS Y ANÁLISIS.	83
VI.1 Interpretación de los resultados.	83
VI.1.1 Resistencia a la contracción del coque.....	83
VI.1.2 Puntos fríos y calientes.	92
VI.2 Cálculo de vida a fatiga.	103
CONCLUSIONES.....	120

RECOMENDACIONES.....	122
BIBLIOGRAFÍA.....	123
APÉNDICE.....	125

LISTA DE TABLAS

Tabla 1. Procedimiento de pasos incrementales.	51
Tabla 2. Modelos utilizados en los diferentes casos de estudio.....	59
Tabla 3. Materiales usados en la construcción del recipiente.	63
Tabla 4. Módulo de elasticidad (Mpsi).	64
Tabla 5. Coeficiente de expansión térmica (pulg/pulg°F).10 ⁻⁶	64
Tabla 6. Resistencia a la fluencia (Ksi).....	65
Tabla 7. Resistencia última a la tracción (Ksi).	66
Tabla 8. Deformación a la fractura.	66
Tabla 9. Densidades de los diferentes tipos de acero involucrados en la simulación. 66	66
Tabla 10 Propiedades mecánicas del coque.....	67
Tabla 11. Gradientes térmicos y temperaturas para los diferentes casos de cargas térmicas.	80
Tabla 12. Componentes de esfuerzo para las simulaciones de virola con soldadura bajo la acción de cargas térmicas (puntos calientes).....	103
Tabla 13. Componentes de esfuerzo para las simulaciones de virola con soldadura bajo la acción de cargas térmicas (puntos calientes) y presión interna.....	104
Tabla 14. Componentes de esfuerzo para las simulaciones de virola con soldadura bajo la acción de cargas térmicas (puntos fríos).	104
Tabla 15. Componentes de esfuerzo para las simulaciones de virola con soldadura bajo la acción de cargas térmicas (puntos fríos) y presión interna.	104
Tabla 16. Componentes de esfuerzo para las simulaciones de virola sin soldadura bajo la acción de cargas térmicas (puntos calientes).....	105
Tabla 17. Componentes de esfuerzo para las simulaciones de virola sin soldadura bajo la acción de cargas térmicas (puntos calientes) y presión interna.....	105
Tabla 18. Componentes de esfuerzo para las simulaciones de virola sin soldadura bajo la acción de cargas térmicas (puntos fríos).	105
Tabla 19. Componentes de esfuerzo para las simulaciones de virola sin soldadura bajo la acción de cargas térmicas (puntos fríos) y presión interna.	106
Tabla 20. Esfuerzos principales y esfuerzos alternantes calculados para la simulación de virola con soldadura bajo la acción de cargas térmicas (puntos calientes). .	108
Tabla 21. Esfuerzos principales y esfuerzos alternantes calculados para la simulación de virola con soldadura bajo la acción de cargas térmicas (puntos calientes) y presión interna.	109

Tabla 22. Esfuerzos principales y esfuerzos alternantes calculados para la simulación de virola con soldadura bajo la acción de cargas térmicas (puntos fríos).....	109
Tabla 23. Esfuerzos principales y esfuerzos alternantes calculados para la simulación de virola con soldadura bajo la acción de cargas térmicas (puntos fríos) y presión interna.....	109
Tabla 24. Vida a fatiga del modelo de virola con soldadura bajo la acción de cargar térmicas (puntos calientes).....	110
Tabla 25. Vida a fatiga del modelo de virola con soldadura bajo la acción de cargar térmicas (puntos calientes) y presión interna.....	110
Tabla 26. Vida a fatiga del modelo de virola con soldadura bajo la acción de cargar térmicas (puntos fríos).	110
Tabla 27. Vida a fatiga del modelo de virola con soldadura bajo la acción de cargar térmicas (puntos fríos) y presión interna.....	111
Tabla 28. Esfuerzos principales y esfuerzos alternantes calculados para la simulación de virola sin soldadura bajo la acción de cargas térmicas (puntos calientes). ..	112
Tabla 29. Esfuerzos principales y esfuerzos alternantes calculados para la simulación de virola sin soldadura bajo la acción de cargas térmicas (puntos calientes) y presión interna.....	112
Tabla 30. Esfuerzos principales y esfuerzos alternantes calculados para la simulación de virola sin soldadura bajo la acción de cargas térmicas (puntos fríos).....	113
Tabla 31. Esfuerzos principales y esfuerzos alternantes calculados para la simulación de virola sin soldadura bajo la acción de cargas térmicas (puntos fríos) y presión interna.....	113
Tabla 32. Vida a fatiga del modelo de virola sin soldadura bajo la acción de cargar térmicas (puntos calientes).....	113
Tabla 33. Vida a fatiga del modelo de virola sin soldadura bajo la acción de cargar térmicas (puntos calientes) y presión interna.....	114
Tabla 34. Vida a fatiga del modelo de virola sin soldadura bajo la acción de cargar térmicas (puntos fríos).	114
Tabla 35. Vida a fatiga del modelo de virola sin soldadura bajo la acción de cargar térmicas (puntos fríos) y presión interna.....	115
Tabla 36. Componentes de esfuerzos generados por el efecto del aplastamiento del coque.....	118
Tabla 37. Vida a fatiga de la unión faldón recipiente.....	119

LISTA DE ILUSTRACIONES

Figura 1. Proceso de Refinación – Diagrama Simplificado.....	9
Figura 2. Planta de coquización típica.	10
Figura 3. Tiempo de duración de cada fase en el proceso de coquización retardada para el ciclo de 48 horas.....	14
Figura 4. Variación de la presión y temperatura durante el proceso.....	14
Figura 5. Coque tipo perdigón (a la izquierda) y tipo esponja.....	16
Figura 6. Reducción típica del espesor de pared en un tambor de coque.	18
Figura 7, Perfil de la soldadura circunferencial.	18
Figura 8. Eliminación de los cordones de soldadura circunferencial.....	22
Figura 9. Desarrollo de la deformación en el casco de los recipientes de coquización retardada.....	24
Figura 10. Abombamientos en tambores de coquización.	26
Figura 11. Secciones del casco removidas de un recipiente de coquización abombado.	27
Figura 12. Grieta circunferencial formada en un tambor de 27 pies.....	29
Figura 13. Agrietamiento típico faldón - recipiente.....	30
Figura 14. Ciclo de vida de un tambor de coquización.....	33
Figura 15. Grieta detectada en un tambor de 27 pies durante su llenado con crudo caliente.	34
Figura 16. Galga extensiométrica axial y circunferencial instalada en un recipiente de coquización. El aislante es removido durante la operación.	35
Figura 17. Sistema de coordenadas cilíndricas para un elemento diferencial.....	42
Figura 18. Problema de la viga.	43
Figura 19. Modelo discretizado.....	44
Figura 20. Diagrama de cuerpo libre del modelo.....	45
Figura 21. Ejemplo de no linealidad geométrica.	49
Figura 22. Ejemplo de no linealidad del material.	50
Figura 23. Ejemplo de respuesta lineal (abajo) y no lineal.	50
Figura 24. Detalle de mallado en la unión faldón-recipiente y el coque.....	61
Figura 25. Detalle del mallado del coque.	62
Figura 26. Modelo de endurecimiento por deformación de Mises y Hill.	65

Figura 27. Restricciones de desplazamiento utilizadas en el modelo y distribución de presión.	70
Figura 28. Mallado del modelo (coque–tambor).....	71
Figura 29. Diferencia de respuestas entre análisis lineal y análisis no lineal.	74
Figura 30. Ubicación de las secciones utilizadas para el análisis.	76
Figura 31. Modelo de virola con presencia de la soldadura circunferencial.....	77
Figura 32. Descripción de las cargas térmicas utilizadas en el modelo, tomando como base un gradiente de 36 °f/pulg.	79
Figura 33. Esfuerzos longitudinales en la unión faldón-recipiente [psi].	84
Figura 34. Concentración de esfuerzo en la sección correspondiente al tope de la columna de coque [psi].	85
Figura 35. Esfuerzo de Von Mises para la unión faldón-recipiente [psi].	86
Figura 36. Distribución de deformación (arriba) y esfuerzos [psi] de Von Mises para la unión faldón recipiente considerando materiales elastoplásticos.....	87
Figura 37. Distribución de esfuerzos longitudinales para la unión faldón recipiente considerando materiales elastoplásticos [psi].	88
Figura 38. Distribución de esfuerzos de Von Mises en la unión faldón-recipiente, considerando materiales elastoplásticos y presión interna [psi].	89
Figura 39. Distribución de esfuerzos longitudinales en la unión faldón-recipiente, considerando materiales elastoplásticos y presión interna [psi].	90
Figura 40. Distribución de deformación combinada (arriba) y longitudinal de la unión faldón-recipiente considerando el comportamiento plástico del coque.	91
Figura 41. Descripción del abombamiento.	92
Figura 42. Esfuerzo longitudinal máximo (base del abombamiento) en virola con soldadura.	93
Figura 43. Esfuerzo tangencial máximo (base del abombamiento) en virola con soldadura.	94
Figura 44. Esfuerzo de Von Mises máximo (base del abombamiento) en virola con soldadura.	95
Figura 45. Esfuerzo longitudinal máximo (base del abombamiento) en virola.	96
Figura 46. Esfuerzo tangencial máximo (base del abombamiento) en virola.	97
Figura 47. Esfuerzo de Von Mises máximo (base del abombamiento) en virola.	98
Figura 48. Distribución de deformación longitudinal para el modelo de virola con soldadura con puntos calientes de 36°F/pulg (arriba: sin presión; abajo: con presión).....	99

Figura 49. Distribución de deformación longitudinal para el modelo de virola sin soldadura con puntos calientes de 36°F/pulg (arriba: sin presión; abajo: con presión).....	100
Figura 50. Distribución de deformación longitudinal para el modelo de virola sin soldadura con puntos fríos de 36°F/pulg (sin presión interna).	101
Figura 51. Distribución de deformación longitudinal para el modelo de virola sin soldadura con puntos fríos de 36°F/pulg (con presión).	102
Figura 52. Curvas de diseño a fatiga para aceros 1Cr & 11/4Cr-1/2Mo.....	108
Figura 53. Disminución de la vida a fatiga en función del gradiente aplicado en virola con soldadura.	116
Figura 54. Disminución de la vida a fatiga en función del gradiente aplicado en virola.	117
Figura 55. Esfuerzo de Von Mises para la sección faldón-recipiente bajo efecto del aplastamiento del coque (material lineal) [psi].	118

INTRODUCCIÓN

El coque petrolero es un sólido similar al carbón de piedra usado como combustible o para la producción de ánodos, electrodos, grafito o productos similares basados en carbón. Éste es producido por el proceso de coquización retardada el cual consiste en el sobrecalentamiento de residuos pesados del petróleo y su introducción en un recipiente precalentado, orientado verticalmente, denominado tambor de coque. Luego los vapores son sacados y además refinados en varios productos derivados del petróleo, dejando debajo asentado un hidrocarburo de mucha más densidad (coque petrolero). Por último, el residuo es enfriado con agua para permitir su remoción.

El calentamiento severo y las ratas de enfriamiento del proceso causan que la vida útil del recipiente sea corta en comparación con otros recipientes que no operan en condiciones cíclicas, además, los tambores frecuentemente son sacados de servicio durante su vida útil debido a requerir reparaciones para extender su vida en operación y reducir el tiempo fuera de servicio. Normalmente, la refrigeración de estos equipos comienza a desarrollarse en forma canalizada sobre algunas zonas aleatoriamente (posiblemente por efecto de ciertos canales que se generan dentro del coque, formado durante la reacción), como consecuencia de esto, se producen deformaciones térmicas que varían en magnitud de un punto a otro en la pared de las unidades.

Esta variación en el enfriamiento en los distintos sectores, combinada con la diferencia que existe entre los coeficientes de expansión térmica del casco y del revestimiento de los recipientes, y con la restricción a la contracción que puede producir el coque en el interior de los equipos, genera elevados esfuerzos localizados en el recipiente.

Si la magnitud de estos esfuerzos que se generan en el casco de las unidades de coquización es apreciable, se pueden generar deformaciones permanentes, si además

el estado de esfuerzo es recurrente en cada ciclo, es posible que se originen grietas inducidas por fatiga térmica sobre el material de los recipientes.

En años recientes los tambores de coque han recibido mucha atención¹ como resultados de los problemas de abombamiento y agrietamiento los cuales pueden ocurrir en recipientes relativamente temprano, durante su vida operacional.

El objetivo de este trabajo es desarrollar un modelo de análisis por elemento finito, para la simulación del estado de esfuerzo que se presenta en la pared de los recipientes cuando esta se encuentra bajo la acción de cargas térmicas (gradientes térmicos severos) y esfuerzos generados por la restricción a la contracción que ofrece el coque dentro del recipiente.

A través de esta simulación, se puede predecir, de manera aproximada, el estado de esfuerzos y deformaciones en recipientes de coquización retardada, reduciendo la utilización de galgas extensiométricas que puedan representar elevados costos y tiempos de instalación. Consecuentemente, estimando dicha situación, se pueden estudiar los factores que afectan la integridad mecánica de los recipientes y la vida esperada por fatiga para diferentes condiciones de operación, velocidades de enfriamiento y/o características estructurales de las unidades, relacionadas al tipo y espesor de los materiales empleados en su fabricación.

¹. Antalffy, L., Malek, D., Pfeifer, J., Stewart, C., Grimsley, B., Shockley, R. Innovations in delayed coking coke drum design.

CAPÍTULO I

CAPÍTULO I. ESTUDIO DE INFLUENCIA DE LA INTERACCIÓN ENTRE EL COQUE, LA PARED Y ALTOS GRADIENTES TÉRMICOS EN LA INTEGRIDAD MECÁNICA DE RECIPIENTES DE COQUIZACIÓN MEDIANTE MODELAJE CON ELEMENTO FINITO.

I.1 Antecedentes

En el área de diseño de recipientes a presión se han realizados diferentes trabajos en la Escuela de Ingeniería Mecánica de la U.C.V., la mayoría de estos trabajos giran en torno al desarrollo de herramientas computacionales que agilicen el cálculo de dimensiones de dichos equipos, todos toman como base fundamental la norma presentada por la ASME en su Sección VIII, División 1 y 2.

En el pasado, la Industria Petrolera Venezolana ha realizado estudios de la integridad mecánica y vida útil de tambores de coquización. Sin embargo, se ha dejado a un lado el efecto del comportamiento del coque en los esfuerzos y deformaciones que presenta estos equipos.

I.2 Planteamiento del problema.

El fluido de coque comienza a solidificar al momento de entrar en el tambor durante el proceso de llenado de estos equipos. La solidificación continúa hasta que se inicia el proceso de enfriamiento brusco con agua. Durante este enfriamiento brusco o “templado”, a medida que el tambor trata de enfriarse, en teoría el coque sólido se resiste a ser encogido en el tambor, tanto radial como axialmente. Esta resistencia, aunada a los altos gradientes térmicos en la pared, constituyen mecanismos de carga primaria que deben ser considerados en la evaluación de vida

CAPÍTULO I

del tambor. Por otro lado, estos fenómenos pueden contribuir significativamente a los esfuerzos que absorbe la unión falda - cilindro, disminuyendo su vida a fatiga.

En vista de lo antes planteado se hace necesario la realización de un estudio más profundo del efecto del coque en la integridad mecánica de estos recipientes a presión.

CAPÍTULO I

I.3 Objetivos de la investigación

I.3.1 Objetivo general.

Estudiar la influencia de la interacción que existe entre el coque, la pared y los altos gradientes térmicos en la integridad mecánica en recipientes de coquización retardada usando como herramienta el modelaje con elemento finito.

I.3.2 Objetivos específicos.

- Realizar modelajes con elemento finito de recipientes de coquización retardada.
- Evaluar los esfuerzos debido a la interacción del coque, la pared y altos gradientes térmicos en recipientes de coquización retardada.
- Evaluar el efecto de estos mecanismos de falla en la vida esperada por fatiga.

I.3.3 Alcances

- Realizar el estudio con un modelo representativo de recipientes de coquización retardada utilizando el método del elemento finito, a través de una herramienta computacional como lo es ABAQUS.

CAPÍTULO II. DESCRIPCIÓN DEL PROCESO**II.1 Proceso de refinación**

El negocio petrolero comprende cuatro actividades fundamentales: Exploración, Producción, Manufactura y Mercadeo. Dentro del área de Manufactura, la refinación es el conjunto de procesos de naturaleza física y química que convierten al petróleo en una gran variedad de productos de mayor valor agregado y altamente comercializables, primordialmente combustibles, aceites lubricantes, parafinas, ceras y asfaltos.

En refinación existen Procesos de Separación y Procesos de Conversión. Los primeros (Destilación y Separación) separan el crudo en fracciones diferentes, de acuerdo a los puntos de ebullición, mientras que los segundos (Conversión Media y Profunda) modifican la estructura química de los componentes. Ver Figura 1.

II.1.1 Destilación.

Después de un calentamiento previo, la destilación es la primera operación a la que se somete el petróleo crudo en una refinería. Es un proceso de separación del crudo en productos intermedios, de acuerdo a sus diferentes puntos de ebullición: Gas, Naftas, Gasóleos, Residuales y Fondos de Vacío. El proceso comprende la Destilación Atmosférica (a presiones atmosféricas) y Destilación al Vacío (a presiones inferiores a la atmosférica).

II.1.2 Separación y Estabilización.

El gas y la nafta provenientes de la destilación son sometidos a un proceso mediante el cual se le extraen fracciones livianas (vapores) para obtener productos de mayor pureza: naftas y normal butano. Además, se obtiene gas combustible.

II.1.3 Tratamiento.

Son los procesos a los que se someten ciertas corrientes de las refinerías, con la finalidad de despojarlos de impurezas, principalmente azufre, para mejorar su calidad. Se someten a tratamientos los productos que alimentan a otros procesos o que son enviados al mezclado de productos finales, tales como naftas, gasolinas, kerosene, diesel y gasóleos. Entre los principales procesos de tratamiento se cuenta con Hidrodesulfuración (HDS), Hidrotratamiento de naftas (HDT) y Tratamiento Merox. A través de estos procesos se da cumplimiento a normativas ambientales impuestas a los combustibles derivados del petróleo.

II.1.4 Conversión Media

En este grupo de procesos está la Reformación, el Craqueo Catalítico e Hidrocraqueo y dos procesos complementarios como lo son Alquilación e Isomerización.

Reformación.- Proceso que permite transformar naftas en gasolinas de alto octanaje, llamada Reformada, en presencia de un catalizador.

Craqueo Catalítico e Hidrocraqueo.- son los procesos más importantes de una refinería que convierten las fracciones pesadas en gasolinas y productos livianos más valiosos, en presencia de un catalizador que acelera las reacciones de desintegración.

Craqueo Catalítico: este proceso toma como alimento los gasóleos de vacío ya tratados, para obtener nafta de alto octanaje, olefinas (carga a alquilación) y aceites catalíticos.

Hidrocraqueo: proceso de craqueo de gasóleos de vacío en presencia de un catalizador e hidrógeno, para obtener productos de mejor calidad que en los procesos convencionales de craqueo catalítico, tales como gasolinas, jet A-1 y diesel.

Isomerización.- proceso que permite transformar el butano normal en su isómero, el isobutano, requerido como insumo para la fabricación de gasolinas de muy alto octanaje.

Alquilación.- proceso por el cual reaccionan el isobutano y las olefinas para obtener una gasolina de alto octanaje conocida con el nombre de Alquilato.

Los procesos de Isomerización y Alquilación se utilizan especialmente para la manufactura de gasolina de motor sin tetraetilo de plomo.

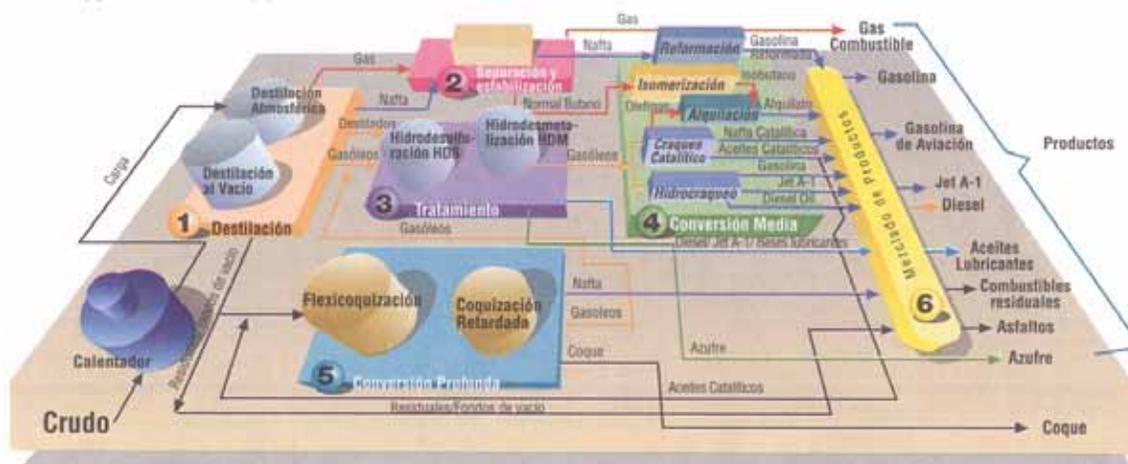


Figura 1. Proceso de Refinación – Diagrama Simplificado.

II.1.5 Conversión Profunda.

Proceso mediante el cual los residuales provenientes de la destilación y de la conversión media son sometidos a un proceso de Coquización (craqueo térmico) que puede ser Flexicoquización cuando es fluido o *Coquización Retardada* cuando es en lechos fijos. En ambos procesos se producen nafta, gasóleos, combustibles residuales y carbón en forma de coque.

II.1.6 Mezclado de Productos.

Por razones de flexibilidad operacional, las refinerías fabrican productos básicos intermedios que luego son sometidos a un proceso final de mezcla, para obtener diferentes productos comerciales a satisfacción del cliente.

II.2 ¿Qué es la coquización retardada?

La coquización retardada es un proceso de refinación, determinado por una reacción endotérmica lenta, en la cual se emplea el calor suministrado por un horno, para la transformación de crudos residuales. Aunque la reacción química de coquización es compleja, el proceso se puede definir como un mecanismo de craqueo en el cual grandes moléculas de hidrocarburos se fracturan para formar otras más pequeñas y livianas, mientras otro grupo se combina para generar nuevas moléculas poliméricas. Una planta de coquización típica se muestra en la Figura 2.



Figura 2. Planta de coquización típica.

La alimentación de las unidades de coquización retardada es principalmente residuos de crudos de las plantas de destilación, así como otros elementos provenientes de las plantas de craqueo catalítico; mientras los productos generados en

estas son, además del coque, compuestos livianos aprovechables como kerosene, nafta y gasóleos.

Para el proceso de coquización retardada, la alimentación es presurizada y calentada hasta alcanzar la temperatura de reacción o temperatura de craqueo térmico, de 485 a 505°C (de 905 a 941°F), luego es conducida a la parte inferior de un recipiente adiabático (unidad de coquización) en el cual permanece por un tiempo suficiente de residencia, necesario para las reacciones de craqueo y polimerización en las que se genera el coque sólido y los vapores de productos refinados. En el proceso químico que tiene lugar dentro de las unidades de coquización se pueden distinguir las siguientes etapas:

- Vaporización parcial y craqueo moderado de la alimentación, cuando pasa a través del horno.
- Craqueo de los vapores cuando pasan a través del recipiente.
- Craqueo sucesivo y polimerización del líquido que se encuentra en el recipiente, hasta que es convertido en gases y coque.

Los productos formados en la unidad de coquización son conducidos a una unidad fraccionadora en la que son purificados por destilación. Finalmente una porción de los componentes condensados es realimentada a las unidades de coquización, mientras el resto es dirigido a una sección de concentración.

Los equipos de coquización retardada emplean un tren de varios recipientes que realizan una secuencia de operación cíclica. El proceso de formación del coque puede ser controlado para distintos tiempos del ciclo que pueden variar entre 14 y 48 horas. Para un equipo en particular, es posible enumerar las siguientes etapas:

a) Pre calentamiento del tambor

En la secuencia de operación de los tambores de coque cada tambor limpio es pre calentado con los vapores del otro tambor que opera en el mismo tren y el cual está en la etapa final de la operación de coquización. Esta fase representa una de las etapas más importantes del proceso, por lo tanto se requiere desarrollar el proceso con mucha atención ya que de lo contrario podrían ocasionarse daños a los recipientes.

La etapa de pre calentamiento debe ser lenta con el fin de minimizar choques térmicos en el tambor y variaciones en el fraccionador, por lo que expertos en la materia recomiendan mantener un incremento de temperatura no mayor de 90°F por hora en el tambor, hasta alcanzar aproximadamente 600°F, al alcanzarse esta temperatura el recipiente ya está en condiciones de retornar al ciclo de coquización.

b) Coquización

Luego que el recipiente ha sido pre calentado el crudo pesado es introducido a una temperatura que oscila entre 920 y 950°F, este fluido entra por la parte baja del tambor hasta ocupar normalmente un 85% de su capacidad.

Después que el tambor está lleno, se deja el fluido caliente por un número de horas, durante este tiempo el carbón se disocia de los fluidos del crudo (craqueo térmico) y forma una masa sólida dentro del recipiente. Una vez que la formación del coque es completa, los vapores son sacados e introducidos en el tambor contiguo para iniciar su pre calentamiento.

c) Despojamiento de hidrocarburos con vapor

Una vez finalizado el proceso anterior, se introduce por el fondo del recipiente, a través de una válvula, vapor de despojamiento con un flujo aproximado de 4,5 ton/h.

En esta operación se extraen, por transferencia de masa, los componentes livianos generados en la reacción.

Posteriormente se introduce una corriente de vapor de enfriamiento que fluye a través del recipiente, cuyo objetivo es reducir el material combustible volátil (VCM) remanente en el coque.

d) Enfriamiento con agua

El enfriamiento de los recipientes de coque es realizado con agua proveniente de un tanque, la cual es introducida por la parte inferior del equipo. Durante esta fase es importante acatar los diferentes flujos y tiempos estipulados para el enfriamiento y llenado, con el objeto de no crear altos esfuerzos térmicos que reduzcan la vida útil de los recipientes. Dada la naturaleza del material existente en el interior de las unidades de coque el enfriamiento no se realiza uniformemente sobre la pared de éstas; el agua introducida tiende a canalizarse y a tomar direcciones preferenciales que generan grandes gradientes térmicos en el casco de los recipientes.

e) Drenaje y apertura del tambor

Una vez finalizada la fase de enfriamiento, el tambor es venteado y drenado. Después de drenado las bridas del fondo y del tope son removidas.

f) Remoción del coque

Una vez instalado el conducto de salida del coque, se procede a su remoción por medio de una herramienta especial introducida por el tope, la cual utiliza agua a alta presión. Durante este proceso, el coque cae hacia la fosa de coque adyacente al tambor.

En las Figuras² 3 y 4 se muestran los tiempos aproximados de duración de cada fase del proceso de coquización retardada, para un ciclo de operación de 48 horas.

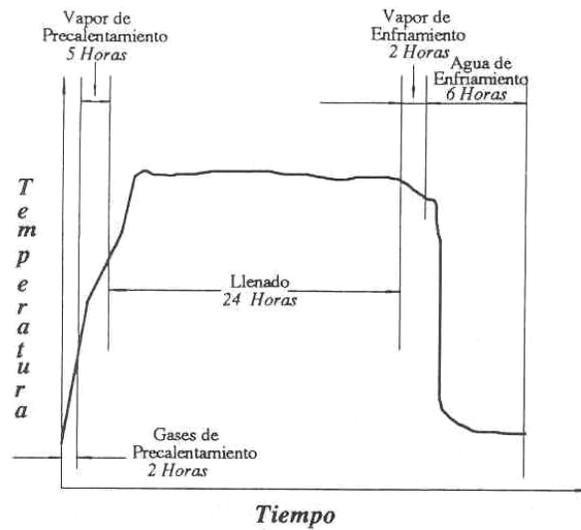


Figura 3. Tiempo de duración de cada fase en el proceso de coquización retardada para el ciclo de 48 horas.

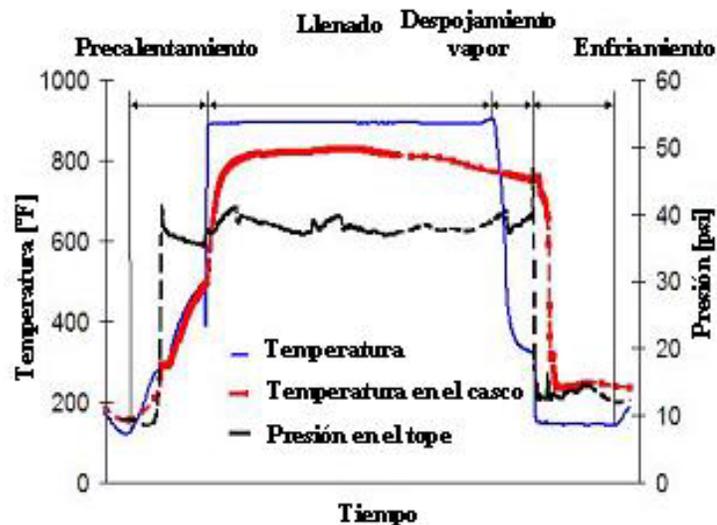


Figura 4. Variación de la presión y temperatura durante el proceso.

²Ramos, A. (1999). Evaluación mecánica de los recipientes de coquización retardada de la refinera CRP Amuay.

g) Cierre del recipiente y pruebas de hermeticidad

Una vez finalizada la decoquización, se colocan las bridas del tope y del fondo del equipo. Posteriormente, utilizando vapor, se desplaza hacia la atmósfera el aire contenido en el recipiente, después de haber desplazado el aire, se cierra el venteo a la atmósfera y se procede a realizar la prueba de hermeticidad, drenando periódicamente el condensado generado.

Las características del coque producido en el recipiente dependen del proceso de coquización empleado, del tipo de carga y de las condiciones operacionales de las unidades.

En líneas generales, el coque es un compuesto sólido conformado por carbón en un porcentaje fijo (95% aprox.), además de hidrógeno, nitrógeno y restos metálicos. Igualmente, posee un cierto contenido de azufre, por lo cual puede causar contaminación atmosférica.

El principal uso del coque “crudo”, también conocido como coque verde es el de combustible industrial, para ser quemado directamente o combinado por carbón. Sin embargo, casi todo el coque vendido para usos distintos al antes señalado es calcinado, destinado principalmente a la fabricación de ánodos de carbono para la industria del aluminio (coque con mayor valor comercial). Aunque en menor grado el coque se usa también en las fábricas de acero y de cemento.

En general, existen cuatro clasificaciones o tipos diferentes de coque, determinadas por las características de la alimentación empleada para su conformación: el coque esponja, el tipo perdigón, el tipo panal de abeja y el coque aguja. Estas cuatro categorías se diferencian entre sí, por la forma y distribución de los poros presentes en el coque y en función del valor que tienen como materia prima para la fabricación de ánodos para la industria. El coque aguja es considerado el de mayor rendimiento para estas aplicaciones industriales.



Figura 5. Coque tipo perdigón (a la izquierda) y tipo esponja.

CAPITULO III. ASPECTOS GENERALES DE LOS RECIPIENTES DE COQUIZACIÓN RETARDADA.**III.1 Diseño.****III.1.1 Metodología convencional de diseño.**

El método normal de diseño está basado en la metodología presentada por la ASME en la Sección VIII, División 1, fundamentalmente en el cálculo del espesor de pared dada la presión de diseño, además de otras cargas como lo son el efecto del viento, cargas sísmicas, peso, temperatura etc. Generalmente la presión es especificada como una función lineal desde su valor mínimo en el tope del recipiente hasta el máximo valor en la parte baja. Debido a que el costo total del recipiente es una función del peso y del espesor, la tendencia es construirlo con láminas de diferentes espesores dependiendo de la presión en las zonas donde se ubican. Como resultado, típicamente existen reducciones de espesor entre láminas o virolas como se muestra en la Figura 6. El perfil de soldadura resultante se muestra en la Figura 7.

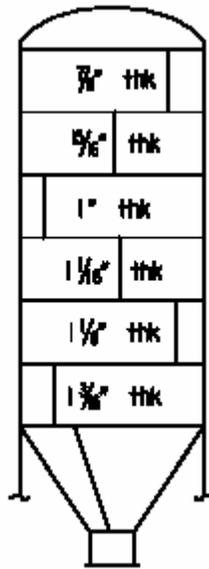


Figura 6. Reducción típica del espesor de pared en un tambor de coque.

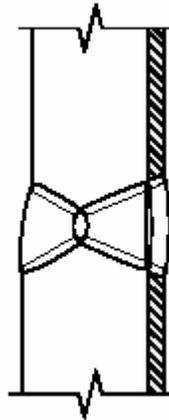


Figura 7, Perfil de la soldadura circunferencial.

III.1.2 Especificaciones para intentar incrementar la vida útil del recipiente.

Como resultado del reciente interés en mejorar la confiabilidad del recipiente de coquización, se han desarrollado o propuesto varias medidas las cuales pueden mitigar el efecto de endurecimiento del cordón de soldadura, producido por las

características del ciclo térmico del proceso. Estas medidas han sido incorporadas con la finalidad de reducir la aparición de los fenómenos de abombamiento y agrietamiento y aumentar la vida útil del recipiente. La mayor parte de estos requerimientos apuntan a reducir el efecto de discontinuidad que produce el cordón de soldadura circunferencial. Las más comunes de estas especificaciones son las siguientes:

- El S_y del metal de soldadura debe estar entre -0%, +10% del S_y del metal base.
- Se deben utilizar aceros aleados al cromo molibdeno, como por ejemplo el $2 \frac{1}{4} \text{Cr} - 1\text{Mo}$, y mayores.
- Se debe mantener un espesor de pared uniforme para todo el recipiente.

Aunque la mayoría de estas especificaciones tiene un mérito técnico, la mejora resultante es aumentar la vida del recipiente mas no obtener soluciones prácticas. Por ejemplo, la especificación de un rango máximo de desigualdad de módulo de elasticidad entre el metal de soldadura y el metal base es algo difícil de lograr debido a las muchas variables involucradas. Cuando comparamos los esfuerzos de fluencia de los metales base utilizados con los de los comercialmente disponibles metales de soldadura, estos son típicamente mayores en más del 10%. Los esfuerzos de fluencia del metal base y del metal de soldadura también varían con la temperatura, estos pueden tener una diferencia mayor al 10% a elevadas temperaturas.

El uso de un espesor de pared uniforme a lo largo del área crítica del recipiente produce un aumento en los costos, pero como se mencionó anteriormente, al no usar un espesor de pared uniforme se puede incrementar el efecto que tiene el endurecimiento del metal de soldadura usado en las juntas circunferenciales. El

utilizar espesores de pared muy altos y uniformes reduce las tensiones máximas causadas por el ciclo térmico, pero no así el efecto de endurecimiento de la soldadura circunferencial que ocurre durante la fase de enfriamiento.

Se piensa que las altas aleaciones como las del tipo $2\frac{1}{4}$ Cr - 1 Mo puedan tener una buena resistencia al ciclo térmico debido a su alto esfuerzo de fluencia y una mejor resistencia a la fluencia lenta y a la fatiga. Esto puede incrementar la vida útil del recipiente y disminuir la rata de crecimiento de abombamientos. Sin embargo, la mayoría de los nuevos tambores fabricados con esta aleación no han alcanzado los ciclos de producción de coque suficientes para determinar si hay una mejora significativa.

Algunas especificaciones requieren del aumento de pruebas no destructivas y de crecimiento de grietas con la finalidad de obtener propiedades más uniformes de la junta soldada. Pueden haber otras soluciones propuestas a estos problemas, aquí solo se mencionaron las soluciones más comunes.

III.1.3 Eliminación de los cordones de soldadura circunferencial.

Es del conocimiento común en la industria de que análisis térmicos y de esfuerzos en estas unidades han revelado que los altos esfuerzos producen un endurecimiento de las juntas circunferenciales aumentándose las tensiones y causando distorsiones y agrietamiento³. También es de su conocimiento que las soldaduras longitudinales no son afectadas, excepto donde se interceptan con las circunferenciales.

³ Pieper, C., Shockley, L. Y Stewart C. (1999). Coke drum design – Longer life through innovation. United States: Chicago Bridge & Iron Company.

Al parecer la mejor solución al problema de distorsión y agrietamiento de la soldadura circunferencial es la eliminación de las mismas en el área crítica. Esto elimina la necesidad de algunas de las especificaciones de diseño mencionadas.

Incorporando tecnologías de otras aplicaciones, se han fabricado las planchas para secciones del casco con el lado largo orientado verticalmente. Esto permite la fabricación de secciones cilíndricas del casco de aproximadamente 46 pies de altura sin una costura de soldadura circunferencial. El tamaño de la sección solo está limitado por la capacidad de los equipos de fundición industrial. Actualmente las planchas más grandes disponibles están en el rango de 46 pies de longitud que depende del espesor y aleación especificada. La sección de la cáscara cilíndrica resultante puede localizarse entonces en el área del recipiente que experimentará los ciclos térmicos más severos (Figura 8). Dependiendo de las limitaciones en tamaño de la sección, pueden ser eliminadas cerca de 5 cordones de soldadura circunferencial.

En 1997 Chicago Bridge & Iron Company realizó una investigación extensa⁴ y un análisis de proyecto para investigar la viabilidad del diseño, la fabricación y erección de un tambor de coque con soldaduras longitudinales. La conclusión resultante, reportada por Antalffy en 1999, fue que el recipiente podría construirse económicamente. Este método proporcionará un espesor de pared uniforme a lo largo de la porción cilíndrica del recipiente. El concepto de cordón longitudinal puede aplicarse fácilmente a nuevas construcciones.

⁴ U.S. and Foreign patents pending.

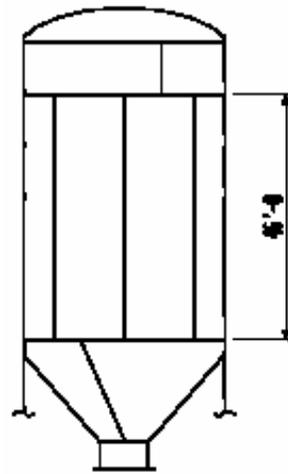


Figura 8. Eliminación de los cordones de soldadura circunferencial.

III.2 Fallas más frecuentes en equipos de coquización retardada.

En base a estudios previos, realizados por diferentes compañías⁵, se ha establecido que las fallas más frecuentes en equipos de coquización retardada, están relacionadas con la fase de enfriamiento y con la etapa de calentamiento de estos recipientes. Dentro de los problemas más comunes pueden destacarse los siguientes:

a) Deformación del casco:

Se piensa que esta condición existe en mayor o menor grado en todos los recipientes en servicio. Se han observado progresos en las deformaciones radiales en diferentes unidades, que varían desde valores muy pequeños hasta valores tan altos como 0,3 pulgadas por año. Este crecimiento, mientras progresa con una tasa muy baja, al cabo de unos años se hace perceptible. Existen instalaciones en las cuales se han registrados desplazamientos de aproximadamente 0,2 pulgadas por año, a lo largo de toda la vida del recipiente.

En su estado inicial, las deformaciones se confinan a unos pocos anillos cerca de la parte más baja de los equipos. Con el paso del tiempo, el crecimiento comienza a extenderse hacia la parte media del recipiente, por lo cual, en un estado de deformación avanzada los equipos adquieren la forma de un “balón contraído”.

Varios estados, correspondientes al desarrollo de deformaciones en las unidades de coque son ilustrados, de manera exagerada en la Figura⁶ 9. La naturaleza del

⁵ Barroeta, C. (1997). Evaluación de esfuerzos y deformaciones térmicas en un recipiente de coquización retardada utilizando el método del elemento finito. Tesis de grado. Universidad Simón Bolívar.

⁶ Pieper, C., Shockley, L. Y Stewart C. (1999). Coke drum design – Longer life through innovation. United States: Chicago Bridge & Iron Company.

crecimiento es similar en todos los recipientes de coquización, sin embargo, la tasa de abultamiento puede variar de una unidad a otra.

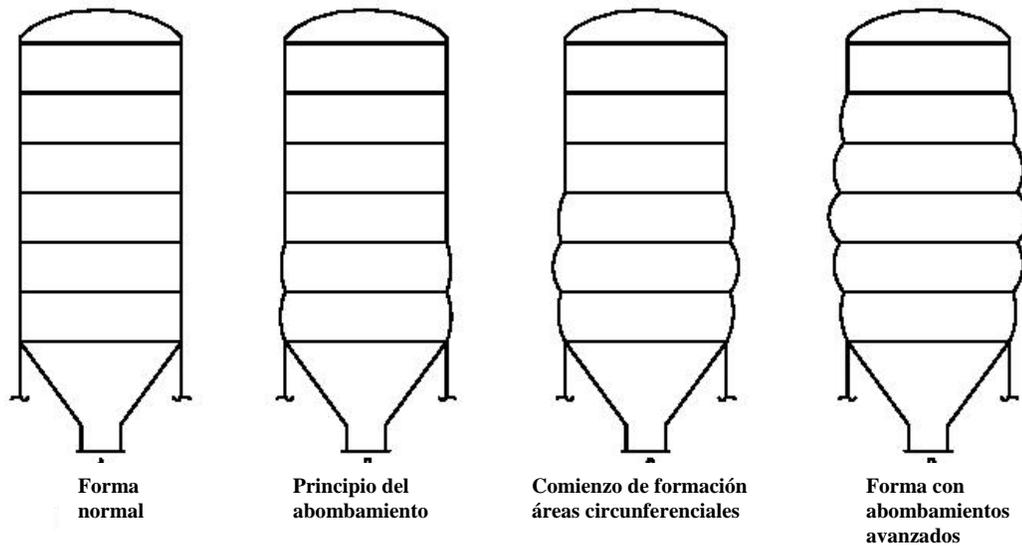


Figura 9. Desarrollo de la deformación en el casco de los recipientes de coquización retardada.

Los gradientes de temperatura que se generan en los recipientes de coque son los responsables de los esfuerzos térmicos inducidos en el casco o virola. Basándose en mediciones tomadas en varias unidades, se ha determinado que en el tope de la línea de agua de enfriamiento de los equipos, ocurren variaciones térmicas espaciales (gradientes) considerablemente altas. La severidad de esta situación, está afectada en gran medida por el patrón operacional (tasa de inyección de refrigerante), al que están sometidos los recipientes.

Los gradientes de temperatura más elevados se han encontrado en el inicio de la fase de enfriamiento. Algunos estudios han mostrados que los esfuerzos térmicos generados como consecuencia de la distribución de temperaturas al comienzo de la inyección de agua, son algunas veces superiores al límite de fluencia del material de

construcción. Los esfuerzos térmicos, en combinación con las cargas sostenidas, son posiblemente la causa del lento pero permanente crecimiento radial de los equipos de coque (acumulación de deformación plástica). Ver Figura 10.

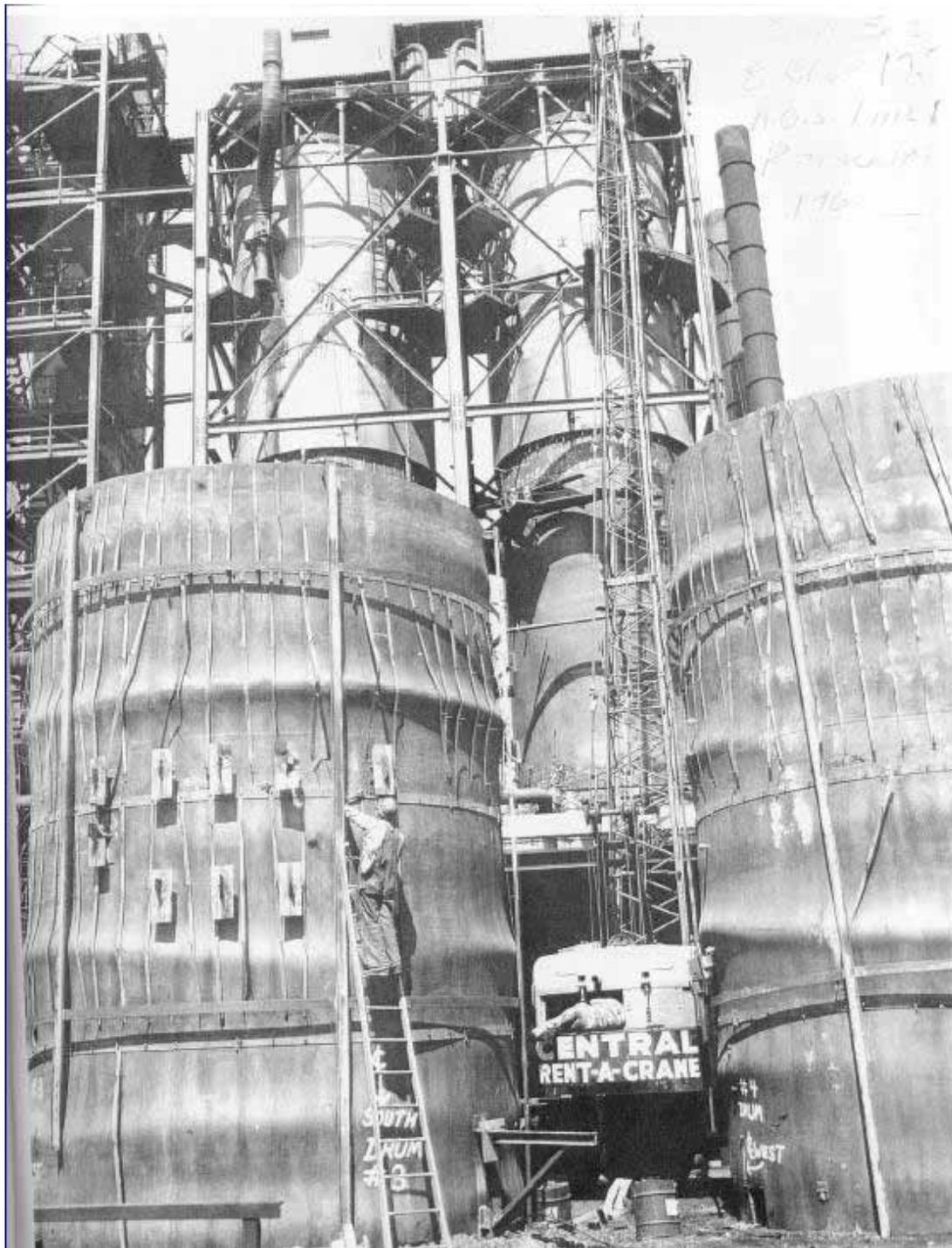


Figura 10. Abombamientos en tambores de coquización.

b) Abombamiento local del casco:

En algunas instalaciones se ha detectado deformación local irregular en el casco⁷. (Figura 11). Este tipo de crecimiento puede ocurrir tanto en el cono (parte inferior de las unidades) como en la parte central de la virola. Protuberancias hasta de tres pulgadas han sido observadas en algunos casos.



Figura 11. Secciones del casco removidas de un recipiente de coquización abombado.

La forma general de estos abombamientos locales es semejante a la deformación plástica en una placa con un ligero sobrecalentamiento en la zona central. Ya que

⁷ Barroeta, C. (1997). Evaluación de esfuerzos y deformaciones térmicas en un recipiente de coquización retardada utilizando el método del elemento finito. Tesis de grado. Universidad Simón Bolívar.

estos abultamientos ocurren de manera aislada, se piensa que se deben a puntos calientes localizados, formados durante la reacción de coquización.

c) Agrietamiento del revestimiento interno:

La mayoría de los recipientes de coquización retardada han sido construidos con revestimiento interno tipo "lining" (como un forro). Los problemas más comunes asociados a este se pueden agrupar en dos categorías: los asociados con el revestimiento interno en si, y los asociados con las soldaduras principales de unión.

Los revestimientos fabricados, en forma general, pueden presentar desprendimientos parciales en las zonas de unión al casco, que se manifiestan como pequeñas protuberancias locales.

Los revestimientos unidos al material base con puntos de soldadura presentan un área de contacto menor al 10%. En ellos, la diferencia entre coeficientes de expansión térmica (entre casco y revestimiento) y la repetición de los ciclos de elevados esfuerzos, originan deformaciones permanentes. Como consecuencia, se producen ondulamientos que a su vez generan concentración de esfuerzos en las zonas de unión.



Figura 12. Grieta circunferencial formada en un tambor de 27 pies.

El agrietamiento de la soldadura ocurre solamente en recipientes con un revestimiento tipo integral. En la unión de estos, pueden presentarse esfuerzos del orden de 30 a 50 ksi, que conducen a un agrietamiento del componente por efecto de las deformaciones permanentes, acumuladas en cada ciclo. En la Figura 12 se ve representada una grieta circunferencial de un recipiente de coquización.

d) Agrietamiento de la unión de la falda con el casco:

El agrietamiento de la soldadura faldón-recipiente, ha sido uno de los problemas más comunes observados en las paradas de planta, en los recipientes de coquización retardada.

Este tipo de agrietamiento en algunas oportunidades toma la forma mostrada en la Figura 13. En algunos casos las grietas incipientes comienzan desde la superficie exterior de la soldadura y se propagan circunferencial e internamente. Ocasionalmente, el agrietamiento penetra la soldadura entera y el espesor del casco.

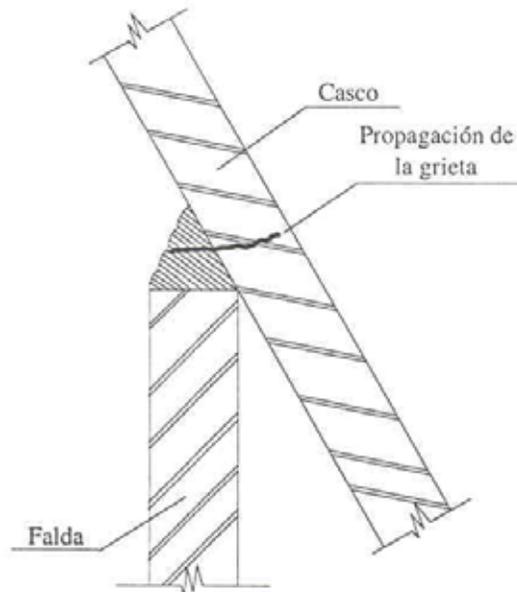


Figura 13. Agrietamiento típico faldón - recipiente.

Durante el ciclo de operación de los recipientes de coque, se presentan elevados gradientes de temperatura entre el casco y la parte baja del faldón. Estas diferencias térmicas generan grandes momentos de flexión en la unión soporte recipiente. La naturaleza de esta flexión es tal, que produce esfuerzos de tensión en la superficie exterior de la soldadura. Cuando los equipos son inyectados con agua fría, durante la refrigeración, se produce un cambio muy brusco en la temperatura del casco; similarmente, cuando la carga caliente es introducida, la virola de los recipientes se calienta aceleradamente. A diferencia del casco, el faldón de soporte no cambia su temperatura de manera tan violenta. Éste, permanece más frío que el propio recipiente durante la introducción de la carga, y más caliente que el mismo durante su enfriamiento. Al comienzo de esta última etapa, y justo después de introducida la

alimentación, se alcanzan los mayores esfuerzos entre la falda y el casco de los equipos de coquización.

Esta inversión de esfuerzos que se produce en cada secuencia de operación, trae como resultado agrietamiento por fatiga térmica, después de un número suficiente de ciclos.

III.3 Aspectos generales sobre los materiales de construcción de los recipientes de coquización retardada.

Los equipos de coquización retardada son recipientes cilíndricos a presión, de cabezal semi-elíptico y porción inferior cónica, construidos de acero al carbono especial, además de un revestimiento interior de acero inoxidable.

Con la finalidad de mejorar la resistencia de estas unidades, así como también su desempeño ante los esfuerzos térmicos cíclicos, se han utilizado diferentes tipos de acero para su construcción. Los primeros recipientes, construidos en la década de los cincuenta, se realizaron de acero al carbono aleado, C- $\frac{1}{2}$ Mo. En los últimos 25 años se han utilizado principalmente aceros al Cromo-Molibdeno, en su mayoría 1 Cr- $\frac{1}{2}$ Mo y 1 $\frac{1}{4}$ Cr- $\frac{1}{2}$ Mo, de manera de incrementar la vida de los equipos bajo las condiciones del proceso de coquización.

Se añade Cromo al acero para mejorar su templabilidad y su resistencia. El Molibdeno, se ha usado para incrementar la tenacidad y para reducir la fragilización durante el temple. En general los aceros al Cromo-Molibdeno tienen mayor resistencia a la termofluencia y a los cambios de temperatura que los aceros al carbono convencionales.

En cualquier caso, además de buena resistencia, los materiales para recipientes de coquización retardada deben tener buena tenacidad, ya que para aumentar el límite de endurencia en condiciones de fatiga es importante controlar la propagación de grietas.

El 1Cr-½Mo se utiliza en la fabricación de recipientes que operan entre 510 y 540°C, mientras el 1 ¼Cr-½Mo es utilizado en servicio de hasta 590°C. Recientemente, se han considerado otros tipos de aceros como el 3Cr-1Mo aleado con vanadio, el cual posee una elevada resistencia mecánica, y el 2-¼Cr-1Mo que puede ser empleado incluso hasta 650°C.

III.4 Predicción de vida por fatiga en recipientes de coquización retardada

Mecanismo de daño: estudios de tambores de coquización retardada patrocinados por grupos de la industria han identificado a la fatiga de bajos ciclos (LCF) causada por esfuerzos térmicos como el principal mecanismo de daño que afecta estos equipos⁸. El enfriamiento desigual causado por la canalización del agua de enfriamiento a través del coque, resulta en esfuerzos que abomban y agrietan el casco del recipiente.

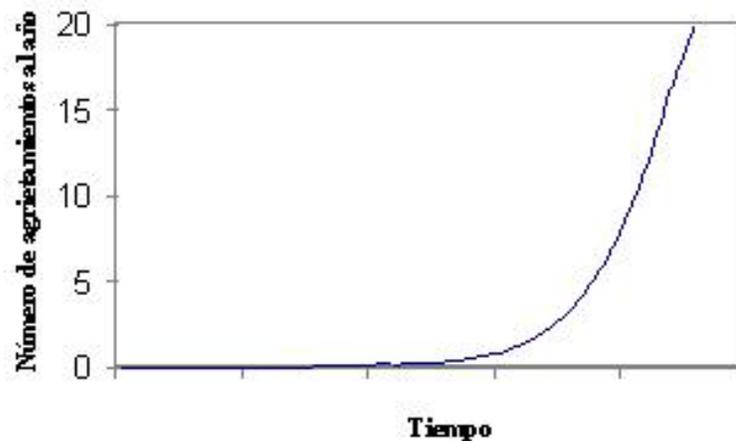


Figura 14. Ciclo de vida de un tambor de coquización.

El ciclo de vida típico de un tambor de coquización se muestra en la Figura 14. El período inicial con una baja frecuencia de agrietamiento está asociado a la ausencia de abombamientos en el tambor, y la velocidad de fatiga es baja. El agrietamiento en este período es aleatorio y ocurre generalmente en anillos de soporte, boquillas y otras discontinuidades. Una vez que el abombamiento comienza a formarse, los esfuerzos locales aumentan y por ende la velocidad de fatiga, hasta que después de cierto tiempo se inicia el agrietamiento. El aumento acelerado de la frecuencia de recurrencia del agrietamiento corresponde al período cuando la vida de fatiga del

⁸ Penso, J., Lattarulo, Y., Seijas, A., Torres, J., Howden, D., Tsai, C. (1999). Understanding failure mechanisms to improve reliability of coke drum.

material de la carcaza se agota. La mayoría de los abombamientos y agrietamientos son circunferenciales, y ocurren cerca del cordón de soldadura entre los anillos del casco. Ver Figura 15.



Figura 15. Grieta detectada en un tambor de 27 pies durante su llenado con crudo caliente.

Los agrietamientos en la falda también son circunferenciales y ocurren en la unión faldón recipiente en zonas cercanas al cordón de soldadura, trabajos de investigación revelaron que las grandes diferencias de temperaturas entre las paredes del recipiente y la falda causan este agrietamiento, y que un incremento en la duración del precalentamiento reduce significativamente estos esfuerzos.

III.4.1 Monitoreo en campo.

Datos de campo de más de 70 tambores de coque mostraron que la sección media del tambor es la más propensa a abombamientos⁹ y formación de grietas. Por consiguiente, la supervisión de estos equipos se debe enfocar en esta área donde se esperan esfuerzos de alta amplitud. Además, estos datos mostraron que el agrietamiento del casco es usualmente en la dirección circunferencial, debido a que los esfuerzos cíclicos axiales son mayores que los circunferenciales.



Figura 16. Galga extensiométrica axial y circunferencial instalada en un recipiente de coquización. El aislante es removido durante la operación.

⁹ Weil, N., Rapasky, F. (1958). Experience With Vessels of Delayed – Coking Units. API 23 Midyear Meeting.

Idealmente, para poder estudiar el efecto que tiene las condiciones de operación en la generación de esfuerzos y razón de daño, se coloca un arreglo, en forma de reja, de galgas extensiométricas (ver Figura 16) y termocuplas, la cual cubre la sección media del tambor, para poder caracterizar el comportamiento aleatorio de esa zona.

III.4.2 Evaluación de la fatiga

El agrietamiento por fatiga se divide en dos fases antes de ocurrir la ruptura final, iniciación y crecimiento de grieta. Debido a que en la fatiga de bajos ciclos el 90% de la vida de un equipo es consumida durante la fase de crecimiento de grieta, la evaluación de fatiga se enfoca en la estimación de las ratas de crecimiento de grietas.

Los datos obtenidos en campo (distribución de temperaturas, deformaciones) son analizados y organizados en un histograma de frecuencia y se usa una distribución log-normal para representar el comportamiento de la distribución. En general, se realizan pruebas de fatiga a amplitud constante para conocer el límite de fatiga de los materiales involucrados. Para determinar la vida de fatiga en componentes donde la tensión alternativa varía con el tiempo, es necesario el uso de un modelo empírico. El más conocido y ampliamente usado es el modelo de daño acumulado por fatiga de Palmgren-Miner. Para el estudio de crecimiento de grieta se aplica la Ley de Paris, basada en la mecánica de la fractura.

CAPÍTULO IV. MARCO TEÓRICO**IV.1 Análisis de daño acumulado y fatiga.****Fatiga**

La fatiga de un material es el fenómeno que consiste en su deterioro a causa de ciclos de esfuerzos repetidos, teniendo como consecuencia una disminución de sus propiedades mecánicas o de resistencia. La fatiga está íntimamente asociada con el daño, el cual es la disminución en forma progresiva de la resistencia de un material. Así, la fatiga se puede definir como el daño engendrado por la repetición de sollicitaciones o cargas que actúan en el componente.

Fatiga térmica de baja frecuencia

Se puede definir la fatiga de baja frecuencia como el daño o deterioro gradual (y eventual fractura) de un material, lo cual es provocado por la alternancia de ciclos de calentamiento y enfriamiento ocasionando expansiones y contracciones de manera total o parcial, y generando ciclos de esfuerzos. La fatiga térmica es un tipo de fatiga de baja frecuencia; además, en algunas ocasiones los ciclos de fatiga térmica llevan asociados una deformación inelástica.

Daño acumulativo por fatiga¹⁰

En lugar de un esfuerzo simple σ con inversión en n ciclos, supóngase que una pieza se somete a σ_1 en n_1 ciclos, a σ_2 en n_2 ciclos, etc. En estas condiciones el problema es estimar la duración o vida a la fatiga de una pieza sometida a estos

¹⁰Shigley, J. Y Mitchell, L.(1983). Diseño en ingeniería mecánica. México: McGraw Hill.

esfuerzos con inversión, o estimar el factor de seguridad si ha de tener duración infinita.

La teoría que actualmente tiene mayor empleo para explicar el daño acumulativo por fatiga es la teoría de la suma de relación-ciclo de *Palmgren-Miner* llamada también *regla de Miner*. Matemáticamente esta teoría se expresa como

$$\frac{n_1}{N_1} + \frac{n_2}{N_2} + \dots + \frac{n_i}{N_i} = C \quad (1)$$

donde n es el número de ciclos de esfuerzos σ aplicados a la probeta, y N , la duración correspondiente a σ . La constante C se determina por experimento y generalmente se obtiene en el intervalo.

$$0.7 \leq C \leq 2.2$$

Muchas autoridades en la materia recomiendan utilizar $C=1$, y entonces la ecuación se puede escribir como

$$\sum \frac{n}{N} = 1 \quad (2)$$

IV.2 Ecuaciones que gobiernan el análisis termoelástico.

Antes de modelar y analizar los esfuerzos que se presentan en los recipientes de coquización retardada, es necesario establecer las ecuaciones que gobiernan el problema, pues son estas las que van a ser procesadas en el programa computacional de simulación por elemento finito.

La relación general que gobierna el movimiento de un sólido elástico, está determinada por la ecuación de Cauchy:

$$\bar{\nabla}[\sigma] + \rho \bar{b} = \rho \bar{a} \quad (3)$$

En coordenadas cilíndricas (ver Figura 17), \bar{b} y \bar{a} representan los vectores de fuerzas por unidad de masa y aceleración respectivamente: $\bar{b} = (b_r, b_\phi, b_z)$, $\bar{a} = (a_r, a_\phi, a_z)$; mientras $[\sigma]$ es la matriz de esfuerzo que presenta las siguientes componentes:

$$[\sigma] = \begin{bmatrix} \sigma_{rr} & \sigma_{r\phi} & \sigma_{rz} \\ \sigma_{\phi r} & \sigma_{\phi\phi} & \sigma_{\phi z} \\ \sigma_{zr} & \sigma_{z\phi} & \sigma_{zz} \end{bmatrix} \quad (4)$$

Para un sólido en equilibrio, la ecuación número (3) puede escribirse como:

$$\bar{\nabla}[\sigma] + \rho \bar{b} = 0 \quad (5)$$

Esta expresión vectorial, es equivalente a un sistema de tres ecuaciones escalares y determina el estado de esfuerzos que se genera en un cuerpo físico sometido a la acción de cargas externas.

Conociendo la relación que existe entre esfuerzos y deformaciones para un elemento sometido a variaciones térmicas,

$$\sigma_r = \frac{E}{(1+\nu)(1-2\nu)} [(1-\nu)\varepsilon_r + \nu\varepsilon_\phi + \nu\varepsilon_z] - \frac{(1-\nu)}{(1+\nu)(1-2\nu)} E\alpha\Delta T \quad (6.a)$$

$$\sigma_\phi = \frac{E}{(1+\nu)(1-2\nu)} [\nu\varepsilon_r + (1-\nu)\varepsilon_\phi + \nu\varepsilon_z] - \frac{(1-\nu)}{(1+\nu)(1-2\nu)} E\alpha\Delta T \quad (6.b)$$

$$\sigma_z = \frac{E}{(1+\nu)(1-2\nu)} [\nu\varepsilon_r + \nu\varepsilon_\phi + (1-\nu)\varepsilon_z] - \frac{(1-\nu)}{(1+\nu)(1-2\nu)} E\alpha\Delta T \quad (6.c)$$

$$\sigma_{ij} = \frac{E}{(1+\nu)} \varepsilon_{ij}^{11}$$

se puede determinar una expresión que relacione a las fuerzas y cambios de temperatura, directamente con las deformaciones. Si además se expresan las deformaciones $(\varepsilon_r, \varepsilon_\phi, \varepsilon_z, \varepsilon_{ij})$ en función de los desplazamientos (u_i) a través de las ecuaciones:

¹¹ A menudo se utiliza $\gamma_{ij} = 2\varepsilon_{ij}$, para denotar las deformaciones transversales.

$$\varepsilon_r = \frac{\partial u_r}{\partial r}, \quad \varepsilon_\phi = \frac{1}{r} \left(\frac{\partial u_\phi}{\partial \phi} + u_r \right), \quad \varepsilon_z = \frac{\partial u_z}{\partial z} \quad (7.a, 7.b, 7.c)$$

$$\varepsilon_{\phi z} = \varepsilon_{z\phi} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_\phi}{\partial z} + \frac{1}{r} \frac{\partial u_z}{\partial \phi} \right), \quad \varepsilon_{zr} = \varepsilon_{rz} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_r}{\partial z} + \frac{\partial u_z}{\partial r} \right) \quad (7.d, 7.e)$$

$$\varepsilon_{r\phi} = \varepsilon_{\phi r} = \frac{1}{2} \left(\frac{1}{r} \frac{\partial u_r}{\partial \phi} + \frac{\partial u_\phi}{\partial r} - \frac{u_\phi}{r} \right) \quad (7.f)$$

y se considera la distribución de temperaturas a partir de la ecuación general de conducción de calor:

$$\bar{\nabla} \cdot (k \bar{\nabla} T) = \rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} \quad (8)$$

se pueden obtener relaciones generales para el cálculo de los desplazamientos en un cuerpo, sometido a un estado complejo de cargas y de gradientes térmicos.

Para la resolución de este grupo de expresiones matemáticas es conveniente utilizar un programa computacional que permita aproximar la solución mediante la discretización de las ecuaciones diferenciales.

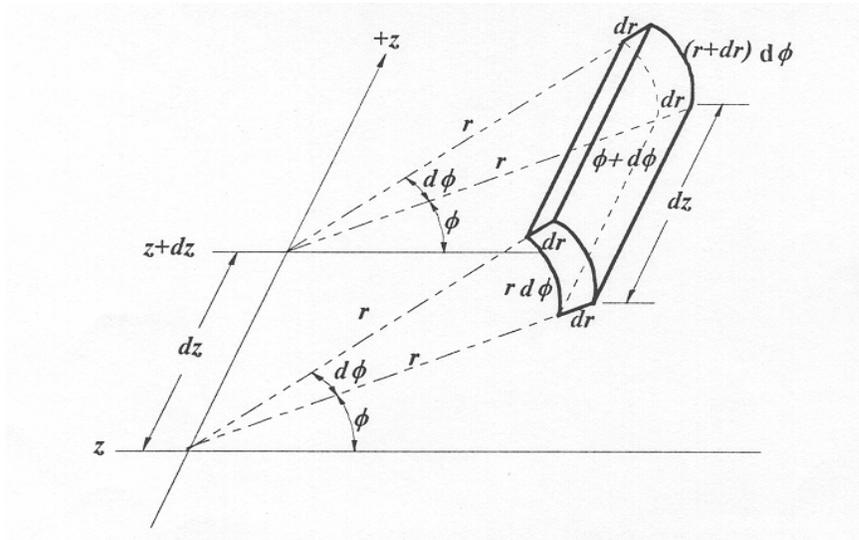


Figura 17. Sistema de coordenadas cilíndricas para un elemento diferencial.

IV.3 El método del elemento finito.**IV.3.1 Una revisión rápida al método del elemento finito**

En esta sección revisaremos las bases del método del elemento finito. Para introducir algunos términos y convenciones usadas en el resto de este documento se usará el ejemplo de una viga, cargada en uno de sus extremos con una fuerza como se muestra en la Figura 18. El objetivo del análisis es conocer los desplazamientos y esfuerzos a los que está sometida la viga, y las fuerzas reactivas producidas por las restricciones.

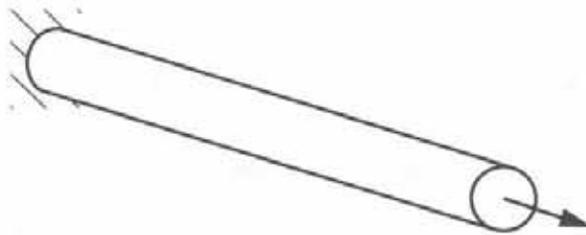


Figura 18. Problema de la viga.

El primer paso de cualquier simulación con elemento finito es discretizar la actual geometría de la estructura usando una cantidad finita de elementos. Cada elemento finito representa una porción discreta de la estructura física. El elemento finito está unido por nodos compartidos. La colección de nodos y elementos finitos es denominada malla. El número de elementos usados en un mallado en particular se conoce como densidad de malla. En un análisis de esfuerzo, los desplazamientos nodales son variables fundamentales que Abaqus calcula. Al conocer alguno de los

desplazamientos nodales, los esfuerzos y deformaciones en cada elemento finito pueden ser determinados fácilmente.

En este caso, la viga mostrada en la Figura 18 puede ser modelada con dos elementos viga. El modelo discretizado es mostrado en la Figura 19 junto con los números de los nodos y elementos.

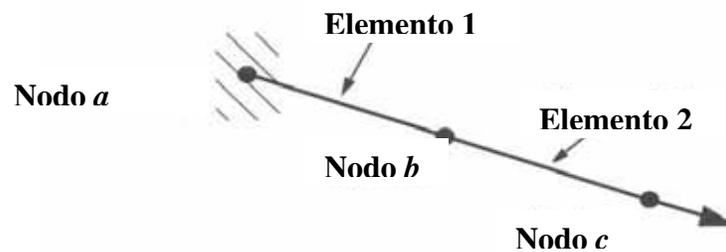


Figura 19. Modelo discretizado.

Los diagramas de cuerpo libre para cada nodo del modelo son mostrados en la Figura 20. En general, cada nodo puede tener cargas externas aplicadas al modelo, P , y cargas internas, I , causados por esfuerzos en los elementos unidos por el nodo. Para un modelo que está en equilibrio estático, la fuerza neta que actúa en cada nodo debe ser cero; i.e., las cargas internas y externas de cada nodo deben estar balanceadas. La ecuación de equilibrio en el nodo a se puede obtener como sigue.

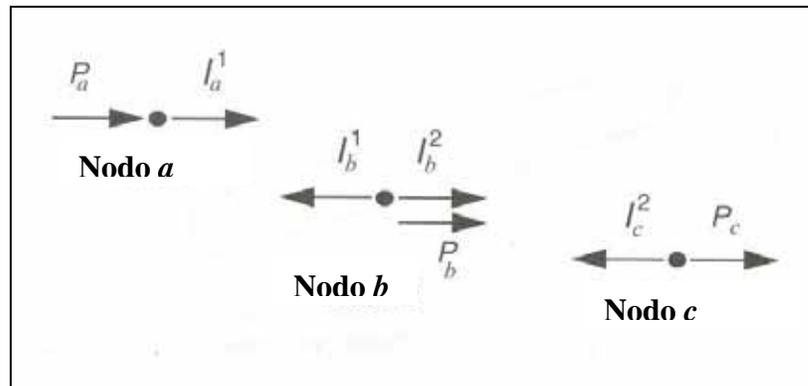


Figura 20. Diagrama de cuerpo libre del modelo.

Asumiendo que el cambio de longitud en la barra es pequeño, la deformación en el elemento 1 es definida por

$$\varepsilon_{11} = \frac{u^b - u^a}{L},$$

donde u^a y u^b son los desplazamientos en los nodos a y b , respectivamente, y L es la longitud original del elemento.

Asumiendo que el material es elástico, los esfuerzos en la barra son calculados multiplicando la deformación por el módulo de Young, E :

$$\sigma_{11} = E\varepsilon_{11}$$

La fuerza axial que actúa al final del elemento (nodo) es equivalente al esfuerzo en la barra multiplicado por el área de la sección transversal, A . De este modo, se obtiene una relación entre la fuerza interna, las propiedades del material y los desplazamientos.

$$I_a^1 = \sigma_{11}A = E\varepsilon_{11}A = \frac{(EA)}{L}(u^b - u^a)$$

El equilibrio en el nodo a , por lo tanto, es escrito como:

$$P_a + \frac{(EA)}{L}(u^b - u^a) = 0$$

Para la ecuación de equilibrio en el nodo b debe ser tomado en cuenta la actuación de las fuerzas internas que actúan en ambos elementos unidos por los nodos. La fuerza interna del elemento 1 está ahora actuando en dirección opuesta por lo que ahora aparece con signo positivo. La ecuación resultante es:

$$P_b - \frac{EA}{L}(u^b - u^a) + \frac{EA}{L}(u^c - u^b) = 0.$$

Para el nodo c la ecuación de equilibrio es:

$$P_c - \frac{EA}{L}(u^c - u^b) = 0$$

Estas ecuaciones necesitan ser resueltas simultáneamente para obtener los desplazamientos de todos los nodos. La mejor forma de resolver estas ecuaciones es aplicando álgebra de matrices; por lo tanto, se deben escribir las contribuciones de las fuerzas internas y externas como matrices. Si las propiedades y dimensiones de los dos elementos son iguales, la ecuación de equilibrio puede ser simplificada como sigue:

$$\begin{Bmatrix} P_a \\ P_b \\ P_c \end{Bmatrix} - \left(\frac{EA}{L} \right) \begin{bmatrix} 1 & -1 & 0 \\ -1 & 2 & -1 \\ 0 & -1 & 1 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} u^a \\ u^b \\ u^c \end{Bmatrix} = 0$$

En general, puede ocurrir que la rigidez, término EA/L , difiera de elemento a elemento; por consiguiente, las rigideces se escriben K_1 y K_2 para los dos elementos del modelo. Nosotros estamos interesados en obtener la solución a la ecuación de equilibrio en donde las fuerzas externamente aplicadas, P , están en el equilibrio con las fuerzas internamente generadas, I . Cuando discutimos esta ecuación haciendo referencia a la convergencia y a la no linealidad, se tiende a escribir como

$$\{P\} - \{I\} = 0.$$

Para la estructura completa de dos elementos y tres nodos, modificamos la ecuación y la reescribimos como:

$$\begin{Bmatrix} P_a \\ P_b \\ P_c \end{Bmatrix} - \begin{bmatrix} K_1 & -K_1 & 0 \\ -K_1 & (K_1 + K_2) & -K_2 \\ 0 & -K_2 & K_2 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} u^a \\ u^b \\ u^c \end{Bmatrix} = 0.$$

Este sistema de ecuaciones puede entonces ser resuelto para obtener los valores de las tres variables desconocidas: u^b , u^c , y P_a (u^a es tomado en el problema como 0.0). Una vez que los desplazamientos son conocidos, estos son usados para calcular los esfuerzos en los elementos de la viga.

IV.3.2 Tipos de análisis.

Las expresiones que se han presentado hasta ahora corresponden a un análisis estructural lineal. Sin embargo, a menudo los análisis de esfuerzos no se limitan a esta situación.

En un análisis lineal se asume implícitamente que las deflexiones y deformaciones son pequeñas y los esfuerzos no exceden la fluencia del material; con lo cual la rigidez de éste puede considerarse constante. Esta linealidad implica que a cualquier incremento de la carga le corresponde un aumento o disminución proporcional en desplazamientos, deformaciones y esfuerzos.

En algunos casos la magnitud de las cargas o la geometría de la estructura hace que los esfuerzos y deformaciones no varíen proporcionalmente, es decir, que no se comporten de acuerdo a la Ley de Hooke: $\bar{Q} = [K]\bar{u}$; o bien que existan deflexiones tan grandes que la relación entre desplazamientos y deformaciones deje de ser lineal. Estas dos condiciones son llamadas, no linealidad del material y no linealidad geométrica respectivamente.

Análisis No Lineal por la Geometría.-- En el análisis no lineal por elementos finitos, una importante fuente de no linealidades se debe al efecto de los grandes desplazamientos en la configuración geométrica global de la estructura. En análisis lineal los desplazamientos inducidos son muy pequeños, de tal forma que se ignoran los cambios de rigidez de la estructura causados por las cargas. En cambio, las estructuras y componentes mecánicos con grandes desplazamientos pueden experimentar importantes cambios en la geometría debido a que las cargas inducidas por la deformación pueden provocar una respuesta no lineal de la estructura en forma de rigidización (*stress stiffening*) o ablandamiento (*stress softening*). Por ejemplo, las

estructuras tipo cable (ver el puente atirantado de la figura siguiente) en general muestran un comportamiento de rigidización al aumentar la carga. En cambio, las estructuras en arco primero sufren un ablandamiento seguido de una rigidización por tensión, un comportamiento ampliamente conocido como Pandeo "*snap-through_snap-back*".

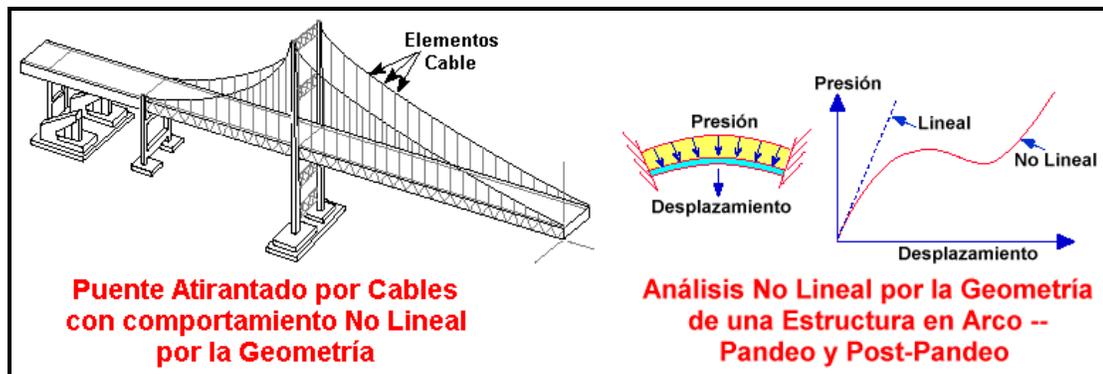


Figura 21. Ejemplo de no linealidad geométrica.

Análisis No Lineal por el Material.-- Otra importante causa de no linealidad se debe a la relación no lineal existente entre tensión y deformación. Esta situación ocurre cuando el material no sigue la Ley de Hooke, es decir, las tensiones no son directamente proporcionales a las deformaciones. Algunos materiales se comportan linealmente sólo si las deformaciones son muy pequeñas, otros materiales en cambio siguen comportamientos completamente diferentes. Existen diferentes factores causantes del comportamiento no lineal del material, por ejemplo la dependencia de la curva de tensión-deformación del material de la historia de cargas (como en los problemas con plasticidad), la duración de la carga (análisis de fluencia -- *creep*) o la temperatura (problemas termo-plásticos). Un ejemplo de comportamiento no lineal por el material es el caso de plastificación de la unión viga-columna durante un terremoto (ver figura siguiente).

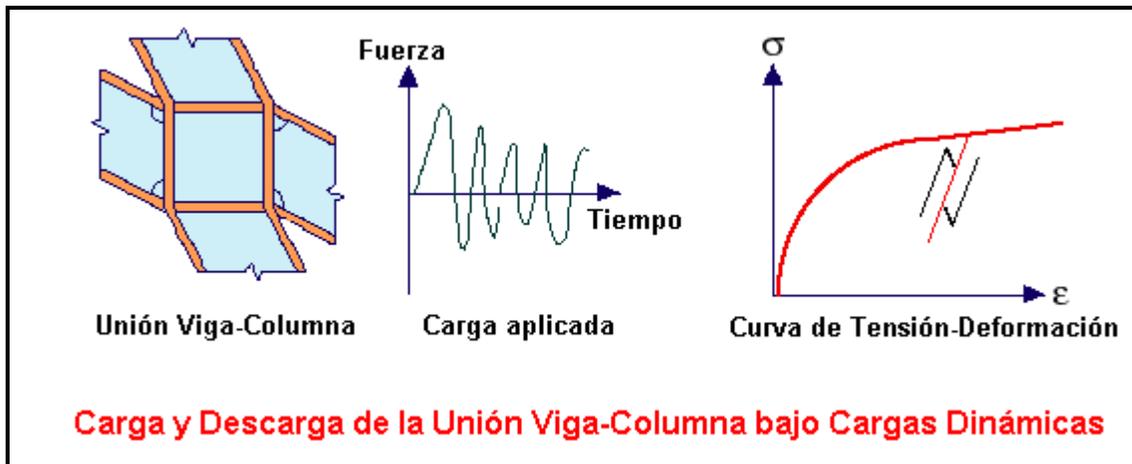


Figura 22. Ejemplo de no linealidad del material.

Un análisis de tensiones de un soporte como el de la Figura 23 muestra las tensiones en el brazo inferior. En el caso no lineal se produce una pequeña zona de tensión, que puede llegar a plastificar y relajar las tensiones en los alrededores. En el caso lineal aparecen unas sobretensiones irrealas (el nivel máximo de tensión en este caso es de tres veces más que en el análisis lineal)

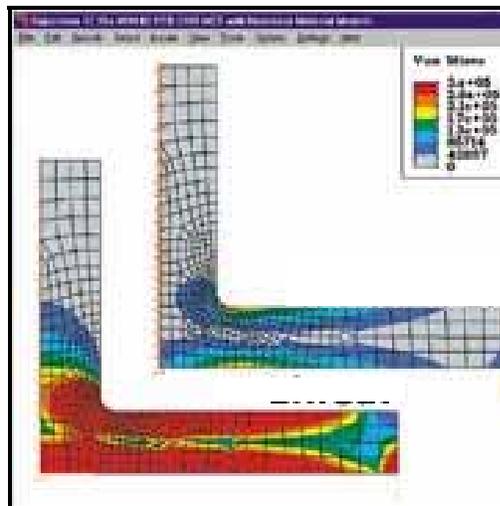


Figura 23. Ejemplo de respuesta lineal (abajo) y no lineal.

A través de un procedimiento de pasos incrementales se pueden analizar los problemas no lineales. Dicha metodología consiste en representar la solución como una secuencia de pasos lineales, en donde cada paso constituye un incremento de carga y los términos no lineales de la matriz de rigidez $[K]$, son representados de la manera siguiente:

$$K = K_E + K_G$$

donde K_E es la matriz elástica de rigidez calculada para los elementos de la geometría al comienzo del primer paso y K_G es la matriz geométrica de rigidez, la cual no depende únicamente de la geometría sino también de los esfuerzos existentes al comienzo del paso.

En este proceso los desplazamientos y los esfuerzos son calculados de la manera convencional para cada incremento, mientras los valores finales totales son obtenidos por la suma de los datos parciales de cada paso. El procedimiento se presenta de manera esquemática en la Tabla 1. Se observa que $K_G(0) = 0$ ya que la matriz de rigidez geométrica es proporcional a los esfuerzos internos (inexistentes al comienzo del paso 1).

Este método es usualmente empleado por los programas computacionales de elementos finitos y su precisión depende del número de incrementos utilizados para obtener la solución.

Tabla 1. Procedimiento de pasos incrementales.

Paso	Rigidez	Incrementos de los Desplazamientos	Cargas incrementales
1	$K_L(0) + 0$	ΔU_1	Q_1
2	$K_L(U_1) + K_G(U_1)$	ΔU_2	Q_2
3	$K_L(U_2) + K_G(U_2)$	ΔU_3	Q_3
•	••••••••	•	•
n	$K_L(U_{n-1}) + K_G(U_n)$	ΔU_n	Q_n
Desplazamientos Totales $U_n = \sum_{i=1}^n \Delta U_i$			

Las condiciones generales utilizadas por el programa computacional de elementos finitos se presentan en el Apéndice W.

IV.4 Transferencia de calor

La ecuación en derivadas parciales que rige el fenómeno de transferencia de calor en régimen transitorio de cuerpos sólidos es:

$$K_{xx} \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + K_{yy} \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + K_{zz} \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} + q''' = \rho c \frac{\partial T}{\partial t}$$

Donde:

T = Temperatura ($^{\circ}\text{C}$)

t = Tiempo (*seg*)

c = Calor específico ($\text{KJ/Kg } ^{\circ}\text{C}$)

ρ = Densidad (Kg/m^3)

K_{xx}, K_{yy}, K_{zz} = Conductividad en las direcciones x, y, z ($\text{KW/m}^{\circ}\text{C}$)

q''' = Calor generado internamente (KW/m^3)

Las conductividades y el calor generado internamente, pueden ser dependientes del tiempo.

Las condiciones de borde asociadas a la ecuación anterior pueden ser expresadas en dos formas diferentes. Si la temperatura es conocida a través de una porción de la superficie del contorno entonces:

$$T = T_b(s)$$

donde T_b es la temperatura del contorno, que puede ser una función de la longitud de la superficie considerada. Por otra parte, si se pierde o se gana calor a través del contorno debido a convección, $h(T - T_\infty)$, o debido a flujo de calor, q'' , entonces las condiciones de borde asociadas son:

Convección:

$$K_{xx} \frac{\partial T}{\partial x} T_x + K_{yy} \frac{\partial T}{\partial y} T_y + K_{zz} \frac{\partial T}{\partial z} T_z + h(T - T_\infty) = 0$$

Flujo de calor:

$$K_{xx} \frac{\partial T}{\partial x} T_x + K_{yy} \frac{\partial T}{\partial y} T_y + K_{zz} \frac{\partial T}{\partial z} T_z + q'' = 0$$

Donde:

h = coeficiente de convección ($KW / m^2 \cdot ^\circ C$)

T = Temperatura del fluido ($^\circ C$)

q'' = Flujo de calor (KW / m^2)

T_x, T_y, T_z = Cosenos directores de un vector que es normal a la superficie

IV.4.1 Transformación de las ecuaciones de transferencia de calor.

Con el fin de poder realizar el estudio del fenómeno de transferencia de calor, la ecuación en derivadas parciales debe ser transformada en otra con ecuaciones algebraicas en condiciones de equilibrio. Esta transformación consiste en la minimización del funcional relativo al estudio de la transferencia de calor. Un funcional posee la propiedad de que la función al ser minimizada, satisface la ecuación diferencial que rige el fenómeno y las condiciones de borde.

La formulación de este funcional es:

$$\chi = \int_v \frac{1}{2} \left[K_{xx} \left(\frac{\partial T}{\partial x} \right)^2 + K_{yy} \left(\frac{\partial T}{\partial y} \right)^2 + K_{zz} \left(\frac{\partial T}{\partial z} \right)^2 - \left(2q''' - \rho c \frac{\partial T}{\partial z} \right) T \right] dv + \int_{s_1} q'' T ds + \int_{s_2} \frac{h}{2} (T^2 - 2TT_\infty + T_\infty^2) ds$$

Para comenzar el proceso de minimización se debe reescribir esta ecuación utilizando notación matricial, considerando que:

$$\{g\}^T = \left[\frac{\partial T}{\partial x} \quad \frac{\partial T}{\partial y} \quad \frac{\partial T}{\partial z} \right]$$

$$D = \begin{bmatrix} K_{xx} & 0 & 0 \\ 0 & K_{yy} & 0 \\ 0 & 0 & K_{zz} \end{bmatrix}$$

Además se debe expresar el funcional para cada elemento en términos de los valores nodales T , esto se logra mediante el uso de la matriz que contiene las derivadas de las funciones de interpolación $[B]$, de la siguiente manera:

$$\{g^{(e)}\} = [B^{(e)}] \{T\}$$

Sustituyendo adecuadamente estos valores en la primera ecuación y realizando el proceso de minimización, es decir, se hace $\frac{\partial \chi}{\partial \{T\}} = 0$, se obtiene la siguiente expresión:

$$[C] \frac{\partial \{T\}}{\partial t} + [K] \{T\} + \{F\} = 0$$

Donde:

$[C]$ = matriz de capacitancia

$[K]$ = matriz de conductividad

$\{F\}$ = vector de acciones nodales

Además las contribuciones de cada elemento en $[C]$, $[K]$ y $\{F\}$ son:

$$[C^{(e)}] = \int_{V^{(e)}} \rho c [N]^T [N] dv$$

$$[K^{(e)}] = \int_{V^{(e)}} [B]^T [D] [B] dv + \int_{S_2^{(e)}} h [N]^T [N] ds$$

$$\{F^{(e)}\} = - \int_{V^{(e)}} q''' [N]^T dv + \int_{S_1^{(e)}} q'' [N]^T ds - \int_{S_2^{(e)}} h T_{\infty} [N]^T ds$$

Donde

$[N]$ = funciones de interpolación.

$[B]$ = derivadas de las funciones de interpolación

q''' = Calor generado internamente (KW / m^3)

q'' = Flujo de calor en las fronteras (KW / m^2)

h = coeficiente convectivo ($KW / m^2 \text{ } ^\circ C$)

c = calor específico ($J / m^3 \text{ } ^\circ C$)

ρ = densidad (Kg / m^3)

CAPÍTULO V. MARCO METODOLÓGICO.

Para llevar a cabo la simulación de los diferentes mecanismos de carga a estudiar (gradientes térmicos y la resistencia a la contracción del coque) a través del modelaje con elemento finito se desarrolló el siguiente procedimiento:

1. Selección de los modelos representativos del recipiente a presión a ser sometidos a estudio en función del caso de carga.
2. Casos de estudio:
 - 2.1 Resistencia a la contracción del coque.
 - 2.1.1 Modelaje (pre-procesamiento).
 - 2.1.1.1 Geometría del modelo.
 - 2.1.1.2 Conformación del mallado.
 - 2.1.1.3 Definición de propiedades estructurales.
 - 2.1.1.4 Establecimiento de las condiciones de borde.
 - 2.1.2 Procesamiento.
 - 2.1.3 Lectura de resultados (zonas de concentración y niveles de esfuerzo).
 - 2.2 Puntos fríos y calientes localizados.
 - 2.2.1 Modelos geométricos.
 - 2.2.1.1 Definición de propiedades estructurales.
 - 2.2.1.2 Establecimiento de condiciones de borde.
 - 2.2.1.3 Establecimiento de cargas.
 - 2.2.1.3.1 Condición de cargas térmicas.
 - 2.2.1.3.2 Condición de cargas combinadas.

2.2.2 Procesamiento

2.2.3 Lectura de resultados y post-procesamiento.

3. Comparación de los resultados obtenidos en las simulaciones con los datos medidos en campo.

V.1 Selección de los modelos a estudiar.

El equipo estático a ser tomado como base del estudio corresponde a un recipiente de coquización retardada del complejo refinador PDVSA, de 27 pies de diámetro exterior, 101 pies y 10 pulgadas de altura y 1 pulgada de espesor de pared, diseñado bajo la norma ASME Sección VIII, División 1, (ver apéndice X).

Los modelos utilizados para los diferentes casos de estudio fueron los siguientes:

Tabla 2. Modelos utilizados en los diferentes casos de estudio.

Casos de estudio	Modelo utilizado	Comentario
Resistencia a la contracción	<ul style="list-style-type: none"> Modelo axisimétrico del recipiente. 	
Puntos fríos y calientes localizados	<ul style="list-style-type: none"> Modelo axisimétrico de una porción del casco con soldadura. Modelo axisimétrico de una porción del casco sin soldadura. 	Se consideraron dos modelos diferentes para poder diferenciar cual es el efecto ejercido por este mecanismo de carga sobre el cordón de soldadura.

Casos de estudio.

Como fue mencionado anteriormente, son dos los casos de estudios utilizados descritos a continuación:

V.1.1 Resistencia a la contracción del coque.

El coque líquido comienza a solidificarse tan pronto entra en el recipiente durante la operación de llenado, la solidificación continua hasta el comienzo del período de enfriamiento. Durante la operación de enfriamiento, las paredes del casco sufren una contracción térmica producto de la disminución de la temperatura siendo esta resistida, tanto radial como axialmente, por el coque sólido. Para el estudio de este fenómeno se tomaron en cuenta los siguientes pasos.

Modelo geométrico y conformación del mallado.

El modelo usado para este análisis está compuesto por una representación axisimétrica del recipiente de coquización retardada y el coque sólido, con el fin de determinar los niveles de influencia de ambos en la generación de esfuerzos de contacto en la interfase coque-pared. En este análisis, el modelo está compuesto por elementos axisimétricos de 4 nodos (CAX4), recomendados por el programa para el análisis de recipientes con presión interna, los cuales conforman el cono, la falda, el casco, el revestimiento y el cabezal elíptico, utilizándose un mallado más denso en las zonas de interés, siguiendo el principio de St. Venant, como lo son la unión faldón-recipiente y sus zonas cercanas, y el área del casco donde se estabiliza el borde libre de la columna de coque, justo como se muestra en la Figura 24.

El número de elementos utilizados a través del espesor de pared se determinó a través de experiencias previas en simulaciones de este tipo de recipientes, habiendo usado dos elementos para representar el espesor del casco y obtenido buenos resultados; en este trabajo se utilizaron 4 elementos para representar el espesor de pared tratando de evitar inestabilidades en los resultados. Para evitar la penetración entre elementos se definió un mallado más denso en la interfase coque-pared. Ver Figura 25.

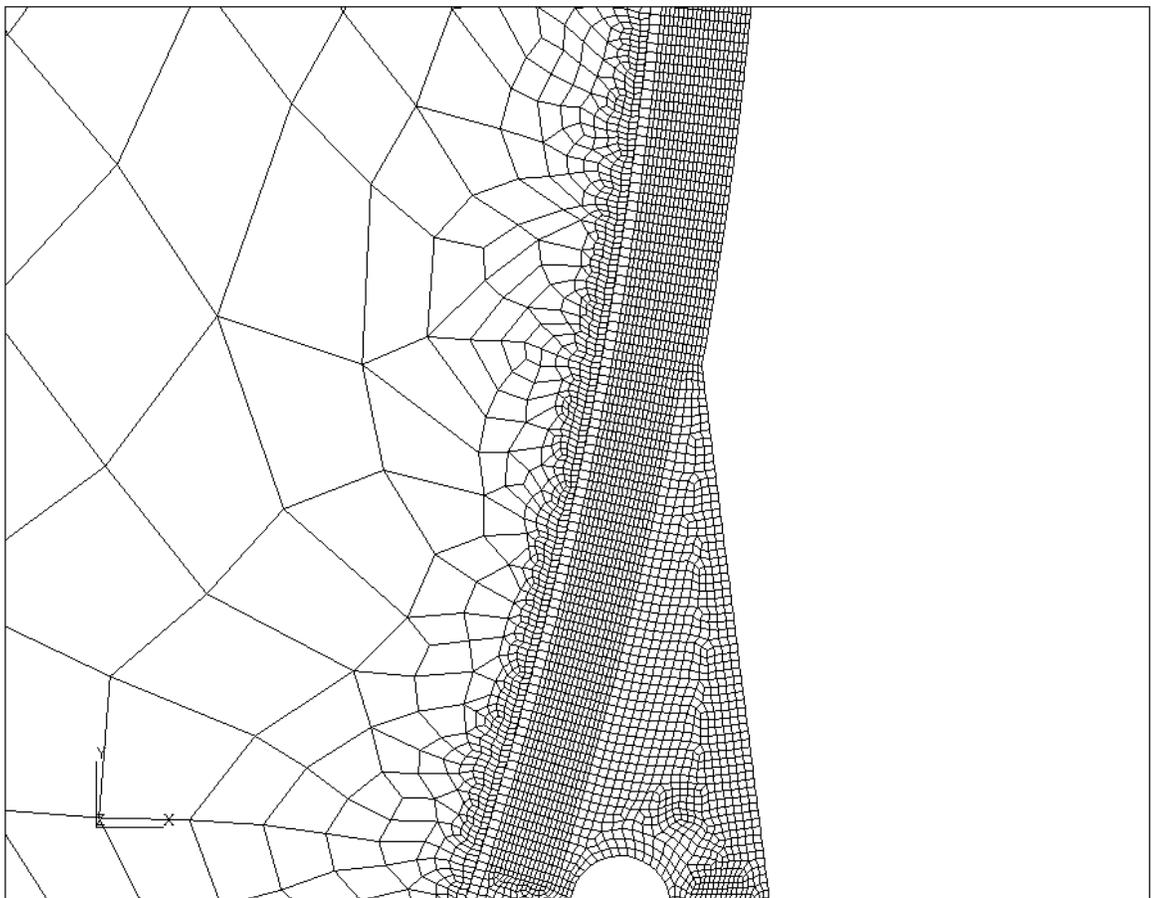


Figura 24. Detalle de mallado en la unión faldón-recipiente y el coque.

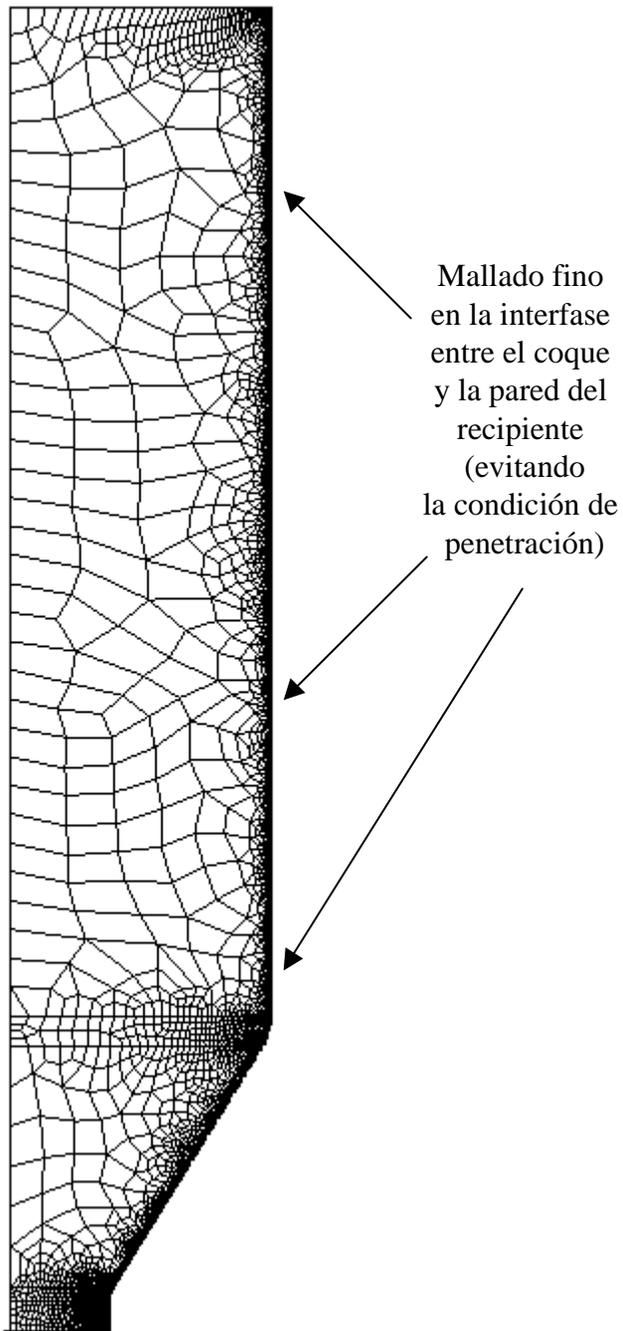


Figura 25. Detalle del mallado del coque.

Propiedades estructurales.

Para establecer y suministrar al paquete de simulación las propiedades de los elementos es necesario identificar adecuadamente los materiales usados en la construcción de los diferentes componentes del recipiente.

Tabla 3. Materiales usados en la construcción del recipiente.

Componente	Material	Descripción
Casco, cono, cabezal	SA 387, grado 12 clase 2	Acero, 1Cr 1/2Mo
Revestimiento	SA 240, tipo 410S	Acero inoxidable, 13Cr
Soldadura revestimiento	INCONEL 182	Electrodos, E Ni Cr Fe-3

En un análisis lineal simple, se define exclusivamente el módulo de elasticidad de los materiales involucrados en la simulación, el coeficiente de Poisson (aproximadamente 0,3 para los materiales utilizados en la simulación) y el coeficiente de expansión térmica de los mismos, necesario para el estudio de los esfuerzos generados por dilataciones restringidas o bien por dilataciones diferenciales. Para los materiales involucrados en la construcción del recipiente a presión se especificaron sus valores en función de la temperatura de trabajo.

Tabla 4. Módulo de elasticidad (Mpsi).

MATERIAL	TEMPERATURA (°F)							
	100	200	300	400	500	600	700	800
SA 387 G12 C2	29.6	29.0	28.5	27.9	27.5	26.9	26.3	25.5
INCONEL	30.9	30.2	29.9	29.5	29.0	28.7	28.2	27.6
SA 240 T410S	29.1	28.5	27.9	27.3	26.7	26.1	25.6	24.7

Tabla 5. Coeficiente de expansión térmica (pulg/pulg°F).10⁻⁶.

MATERIAL	TEMPERATURA (°F)							
	100	200	300	400	500	600	700	800
SA 387 G12 C2	5.73	6.09	6.43	6.74	7.06	7.28	7.51	7.71
INCONEL	6.90	7.20	7.40	7.57	7.70	7.82	7.94	8.04
SA 240 T410S	6.03	6.30	6.50	6.66	6.77	6.88	6.99	7.11

Los valores presentados en la Tabla 5, representan los coeficientes medios de expansión térmica, calculados para una temperatura de referencia (T_{ref}) de 70°F.

Al igual que el Módulo de elasticidad y el coeficiente de expansión lineal (α), dicha temperatura de referencia debe ser especificada al momento de introducir las propiedades de los materiales.

Además de estas características, en un análisis plástico, es necesario definir las propiedades de fluencia de los materiales involucrados. Un modelo simple que se emplea a menudo para ello, es el de Mises y Hill¹², representado en la Figura 26.

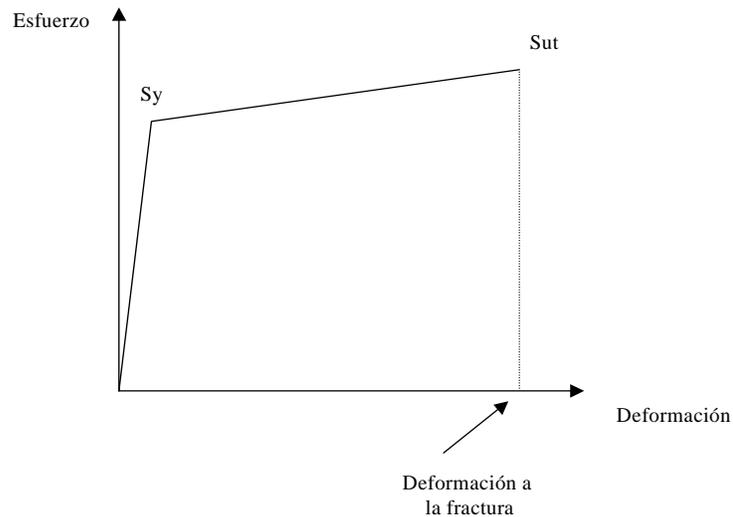


Figura 26. Modelo de endurecimiento por deformación de Mises y Hill.

Las propiedades plásticas correspondientes a los materiales involucrados en este trabajo se presentan en las Tablas 6, 7 y 8.

Tabla 6. Resistencia a la fluencia (Ksi).

MATERIAL	TEMPERATURA (°F)							
	100	200	300	400	500	600	700	800
SA 387 G12 C2	40	36.9	35.1	33.7	32.5	31.4	30.2	28.8
INCONEL	35	32.7	31	29.8	28.8	27.9	27	26.1
SA 240 T410S	30	27.6	26.6	26.1	25.8	25.3	24.2	22.7

¹² Hibbit, Karlsson & Sorensen, Inc., Abaqus/Standard User's manual, Volumen I, II, III.

Tabla 7. Resistencia última a la tracción (Ksi).

MATERIAL	TEMPERATURA (°F)							
	100	200	300	400	500	600	700	800
SA 387 G12 C2	65	65	65	65	65	65	65	65
INCONEL	80	80	80	80	80	80	80	80
SA 240 T410S	60	60	58.8	57.8	56.8	55.4	52.9	49.1

Tabla 8. Deformación a la fractura.

MATERIAL	DEFORMACION A LA FRACTURA (ϵ_f)
SA 387 G12 C2	0.2
INCONEL	0.3
SA 240 T410S	0.2

Las densidades de los materiales utilizados son las siguientes:

Tabla 9. Densidades de los diferentes tipos de acero involucrados en la simulación.

MATERIAL	DENSIDAD
SA 387 G12 C2	0.282 <i>lbm</i> / <i>pu</i> lg^3
INCONEL	0.31 <i>lbm</i> / <i>pu</i> lg^3
SA 240 T410S	0.282 <i>lbm</i> / <i>pu</i> lg^3

Las propiedades del coque utilizadas en este análisis fueron las siguientes¹³:

Tabla 10 Propiedades mecánicas del coque.

PROPIEDAD	VALOR
Densidad	0.0438079 <i>lbm / in³</i>
Módulo de elasticidad	142.857 <i>Ksi</i>
Esfuerzo de fluencia	666.7 <i>psi</i>
Coefficiente de expansión térmica	4.0 E-7 <i>pulg/pulg °F</i>

Condiciones de borde.

Las condiciones de borde en un análisis de esfuerzos, representan las restricciones o vínculos físicos de la estructura. Bajo cualquier condición de carga (térmicas o mecánicas), es importante restringir adecuadamente los grados de libertad en un análisis estático para evitar singularidades en el sistema de ecuaciones asociado al problema.

Para el modelo axisimétrico modelado se especificaron las siguientes condiciones de borde:

1. Restricción de desplazamiento en el plano xy sobre la base de la falda: $U_x = 0$
y $U_y = 0$.

¹³ Prakash, M., Samman, M., Borwell, R. (2001). Design Basis for Coker II Drums Replacement Project Citgo Lake Charles Refinery. Stress Engineering Services, Inc.

2. Restricción de movimiento en dirección x sobre el tope del cabezal elíptico debido a la condición de simetría: $U_x = 0$.

Cargas mecánicas.

Los recipientes de coquización retardada, al igual que la mayoría de los tanques y sistemas de tuberías, están sometidos a la acción de cargas sostenidas de naturaleza mecánica (fuerzas y momentos) y al efecto de la temperatura. En nuestro caso particular también se generan esfuerzos por la restricción a la contracción térmica. En un análisis estructural, dependiendo de lo que se quiera obtener, es necesario estudiar el efecto combinado de los distintos tipos de carga, además de la acción individual de las mismas.

Cargas sostenidas.

Las cargas mecánicas que actúan sobre los equipos de coquización retardada están relacionadas con la presión interna y con el efecto de la columna de coque existente en el interior de las unidades. De hecho, en los recipientes a presión se pueden distinguir tres esfuerzos principales, determinados por el valor de la presión que actúa internamente.

La presión afecta toda la superficie interna del recipiente tomando un valor mínimo de 50 psi en la zona por encima del borde libre de la columna de coque y aumentando linealmente desde allí hasta la brida inferior del cono hasta un valor de 96 psi, tal y como se muestra en la Figura 27.

Tal y como se observa en la figura, el valor de esta presión se especificó como una carga externa aplicada sobre las paredes de los elementos de la cara interior del modelo simulado. Bajo esta situación, el programa de elementos finitos genera automáticamente los efectos radiales y tangenciales correspondientes a la estructura cilíndrica.

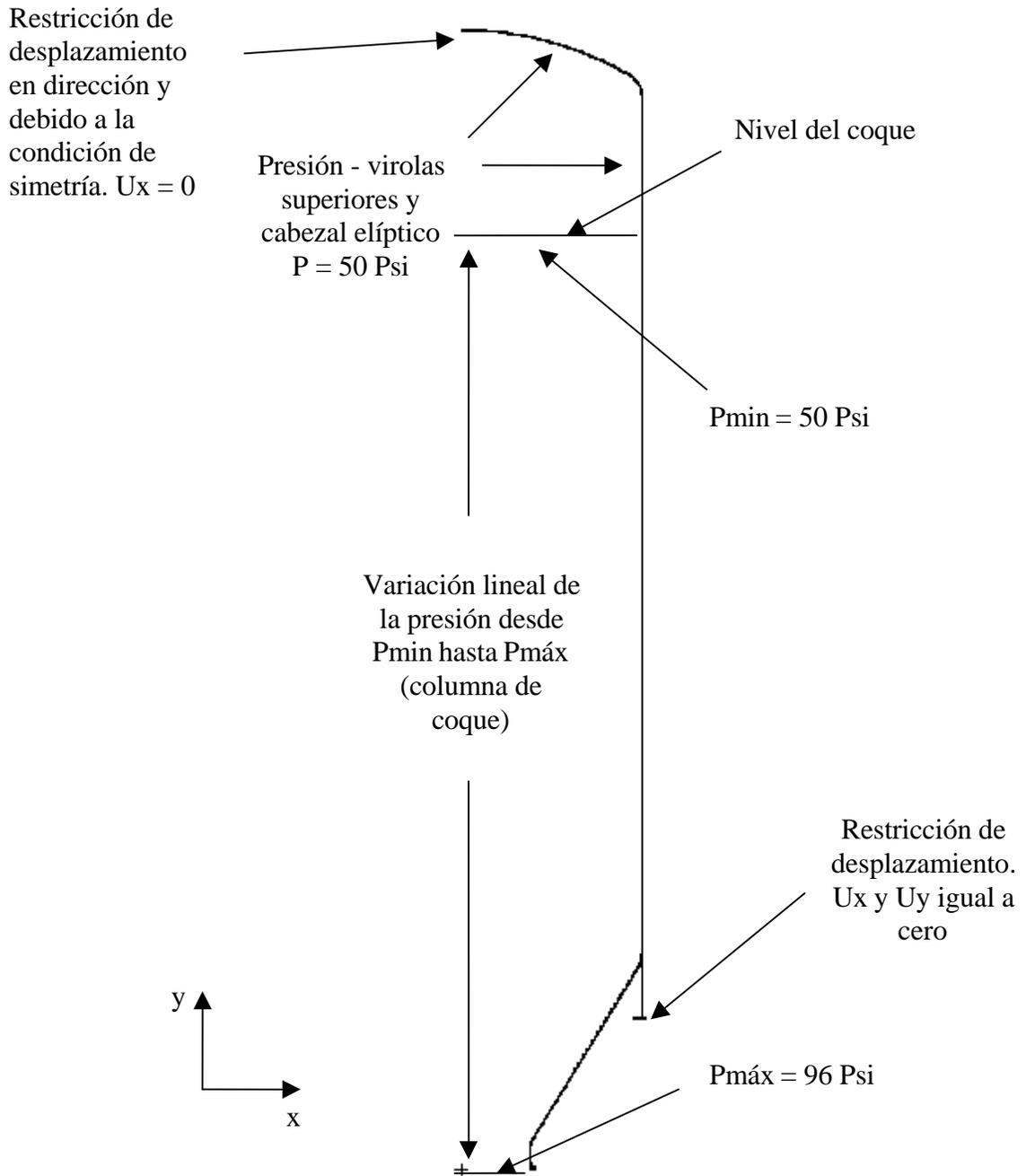


Figura 27. Restricciones de desplazamiento utilizadas en el modelo y distribución de presión.

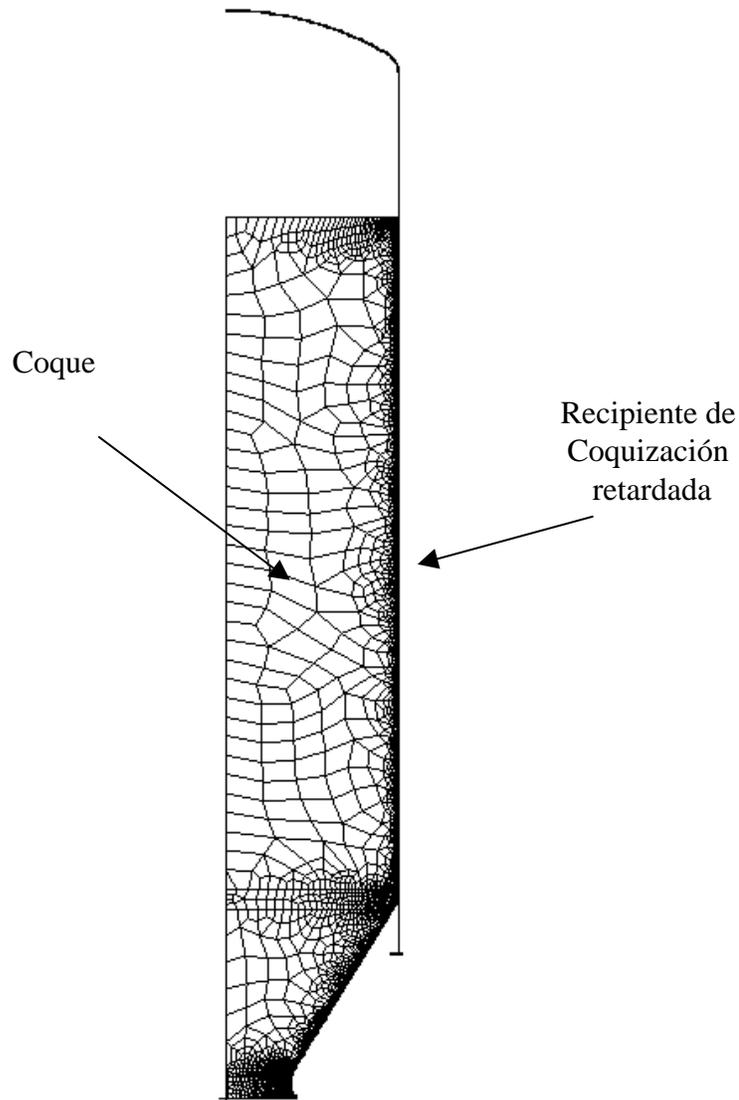


Figura 28. Mallado del modelo (coque-tambor).

Cargas térmicas.

Para reproducir el efecto de aplastamiento del coque (*coke crushing*) primero se aplicó una temperatura de 950°F sobre todo el modelo (recipiente y coque) lo que produjo una expansión general, tomando el coque la forma de la geometría del tambor expandido, luego se disminuye la temperatura a 150°F produciendo una

contracción tanto del coque como del recipiente y esfuerzos en la interfase de los dos elementos.

Como fue explicado anteriormente, el coque entra al recipiente en estado líquido por lo cual la interacción entre este y las paredes del recipiente solo es aplicable a la etapa de enfriamiento donde el mismo ya se encuentra en estado sólido.

Cargas combinadas.

Para el análisis debido a cargas combinadas, se incluyeron tanto las presiones o cargas sostenidas como la condición de contacto entre las paredes.

Para efectos de la validación del modelo, es importante comparar las deformaciones picos medidas por las galgas extensiométricas, con los valores máximos obtenidos en la simulación, así como la ubicación de estas deformaciones y puntos de concentración de esfuerzos.

Procesamiento.

Antes de realizar el análisis estructural, es necesario definir los parámetros de procesamiento del problema, en especial si se desea efectuar un análisis no lineal. Para determinar si se requiere utilizar este tipo de estudio en un problema dado, se deben evaluar los esfuerzos bajo una primera corrida lineal elástica, de manera de poder establecer si los valores generados sobrepasan los criterios de fluencia.

En metales dúctiles como el acero, normalmente se utiliza el criterio de la energía de deformación o criterio de Von Mises para establecer si el estado de esfuerzo sobrepasa el rango elástico del material

Análisis lineal.

Para el procesamiento bajo condiciones de comportamiento elástico, no hay que especificar mayores parámetros de resolución, puesto que el análisis se realiza en un solo incremento de carga.

En este tipo de análisis es importante estudiar los resultados y determinar si en algún lugar de la estructura simulada, el esfuerzo cortante máximo alcanza el valor crítico de fluencia ($S_y/2$); de manera de establecer si es necesario o no realizar un procesamiento en condiciones no lineales.

Análisis no lineal.

El análisis lineal asume que la relación entre cargas y desplazamientos resultantes es lineal, es decir, se cumple el principio de superposición: si se duplica la magnitud de la carga se obtiene el doble de respuesta del modelo (desplazamientos, deformaciones y tensiones resultantes). Todas las estructuras reales se comportan de forma no lineal a partir de un cierto nivel de la carga. En muchos casos, un análisis lineal puede ser adecuado, pero en otros muchos la solución lineal producirá resultados erróneos, en cuyo caso se deberá realizar un análisis no lineal. Ver Figura 29.

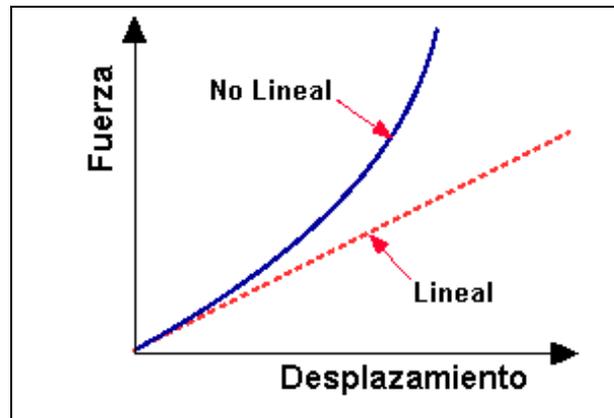


Figura 29. Diferencia de respuestas entre análisis lineal y análisis no lineal.

Debido a las características de nuestro modelo y sabiendo que bajo condiciones normales de operación de un recipiente de coquización retardada se alcanzan grandes niveles de deformación se optó por el análisis de no linealidad del material.

Post-procesamiento.

Una vez realizados los distintos tipos de análisis, se obtuvieron los resultados gráficos y numéricos, asociados a los diferentes instantes de tiempo para los nodos y los puntos de integración de los elementos. Principalmente y para efectos de validación del modelo, se leyeron los valores correspondientes a los esfuerzos y deformaciones en la dirección axial, además de la ubicación de las zonas de concentración de esfuerzos.

V.1.2 Puntos fríos y calientes localizados.

Uno de los mecanismos de carga que se han observado durante años es la formación de “puntos calientes” y “puntos fríos” localizados durante la sección del ciclo correspondiente al enfriamiento. Un punto caliente puede ser causado por un pedazo corto y grueso de coque que permanece en contacto con la pared del recipiente mientras que las zonas a su alrededor se encuentran a una temperatura mucho menor debido a la circulación del refrigerante (agua). Un punto frío puede ser el resultado de un enfriamiento no uniforme debido a la canalización del agua a través del cuerpo del coque, incidiendo de manera directa sobre un punto en la pared del recipiente.

Datos históricos¹⁴ obtenidos por la industria refinadora venezolana revelan que en los puntos fríos o calientes, los gradientes térmicos pueden llegar a ser tan altos como 36 °F/pulg. Esta condición severa representa un caso ocasional de carga que improbablemente se repetirá en el mismo punto en cada ciclo, pero puede afectar significativamente en la acumulación de daño al recipiente. Para verificar el impacto de estos casos ocasionales de cargas térmicas se simularon puntos fríos y calientes con diferentes gradientes térmicos y en dos zonas diferentes del recipiente.

Modelos geométricos.

Para la simulación de puntos fríos y calientes se usaron dos modelos axisimétricos, el primero fue una sección de una virola ubicada a 452 pulg por debajo del borde libre del coque y el segundo fue una sección de una virola que involucra la soldadura

¹⁴ Prakash, M., Samman, M., Borwell, R. (2001). Design Basis for Coker II Drums Replacement Project Citgo Lake Charles Refinery. Stress Engineering Services, Inc.

circunferencial, ubicada a 516 pulg por debajo del borde libre del coque. Ver Figura 30.

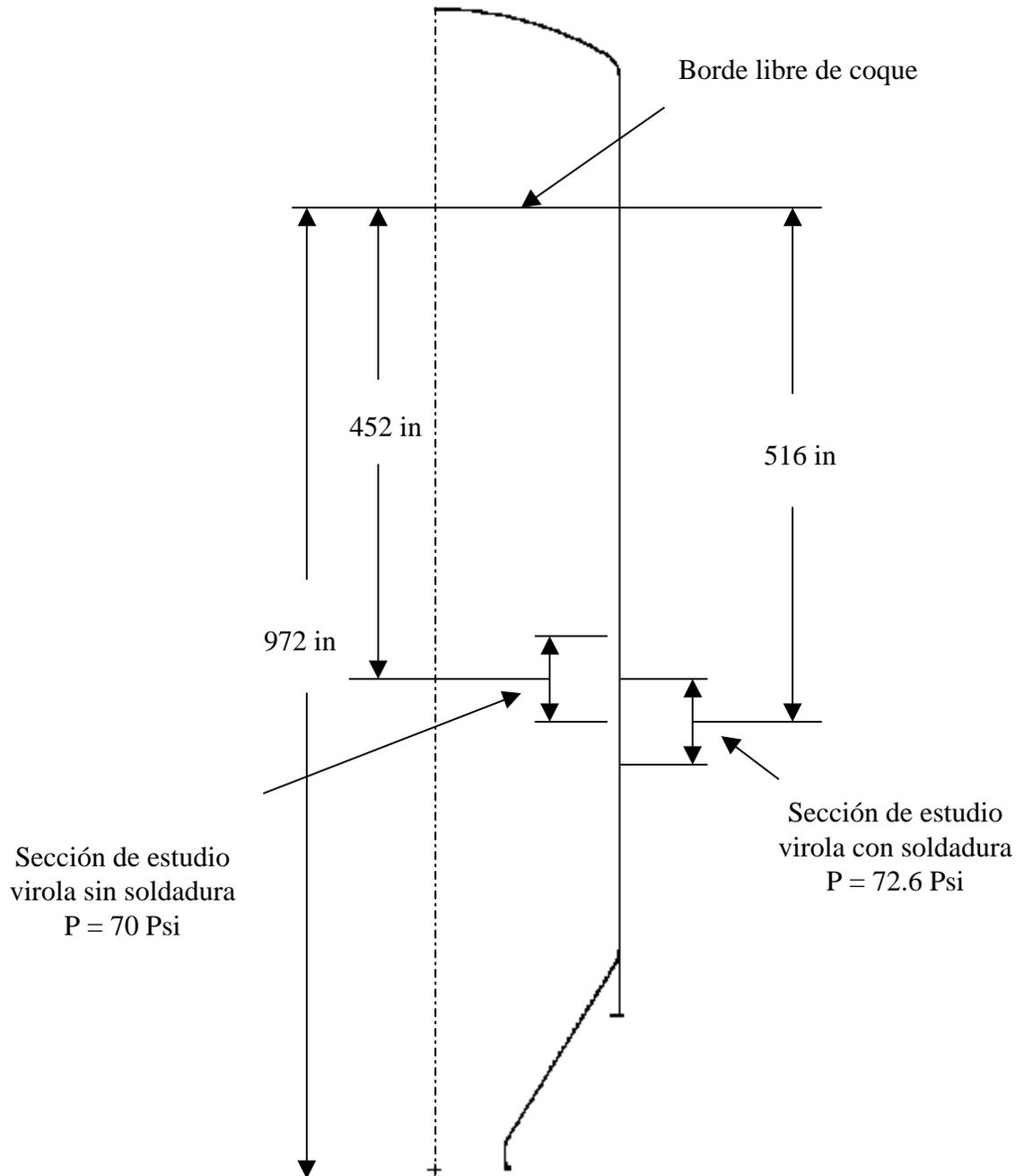


Figura 30. Ubicación de las secciones utilizadas para el análisis.

Ambos modelos están formados por elementos axisimétricos de cuatro nodos CAX4, y se aumentó la densidad del mallado en la zonas donde se espera la concentración de esfuerzos (ubicación de los puntos fríos y calientes y en los alrededores del cordón de soldadura, ver Figura 31).

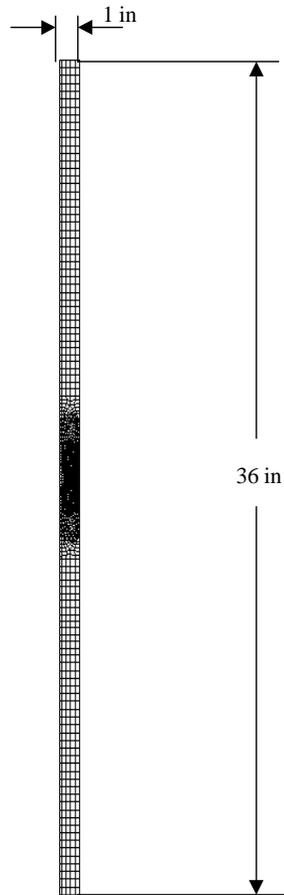


Figura 31. Modelo de virola con presencia de la soldadura circunferencial.

Definición de las propiedades estructurales.

Todos los modelajes fueron realizados tomando como referencia un recipiente de coquización retardada típico, y además en operación, de la industria refinadora venezolana por lo cual las propiedades estructurales del recipiente son las mismas expuestas anteriormente.

Establecimiento de condiciones de borde.

Al ser ambos modelos secciones intermedias del recipiente, la única condición de borde establecida en el modelo es la restricción que implica la axisimetría.

Establecimiento de cargas.

En estos modelos se consideraron dos tipos de cargas, cargas sostenidas (presión y columna de coque) y cargas térmicas (gradientes térmicos aplicados al modelo – temperaturas nodales). Para efectos del estudio se consideraron dos casos, en el primero se analizó solo el efecto de cargas térmicas y en el segundo el efecto de cargas combinadas.

Condición de cargas térmicas.

Los puntos calientes y fríos fueron definidos dividiendo la sección de la virola en cinco zonas. La zona media tiene una dimensión longitudinal de 2 pulg y todos sus nodos se encuentran a una temperatura T_2 . Las zonas de interpolación comprenden desde los extremos de la zona media hasta alcanzar una distancia de 15,9 pulg a

ambos lados, el valor de la temperatura nodal se establece mediante interpolación lineal entre las temperaturas T_1 y T_2 . Las zonas extremas comprenden los bordes de la virola y todos sus nodos están a una temperatura T_1 .

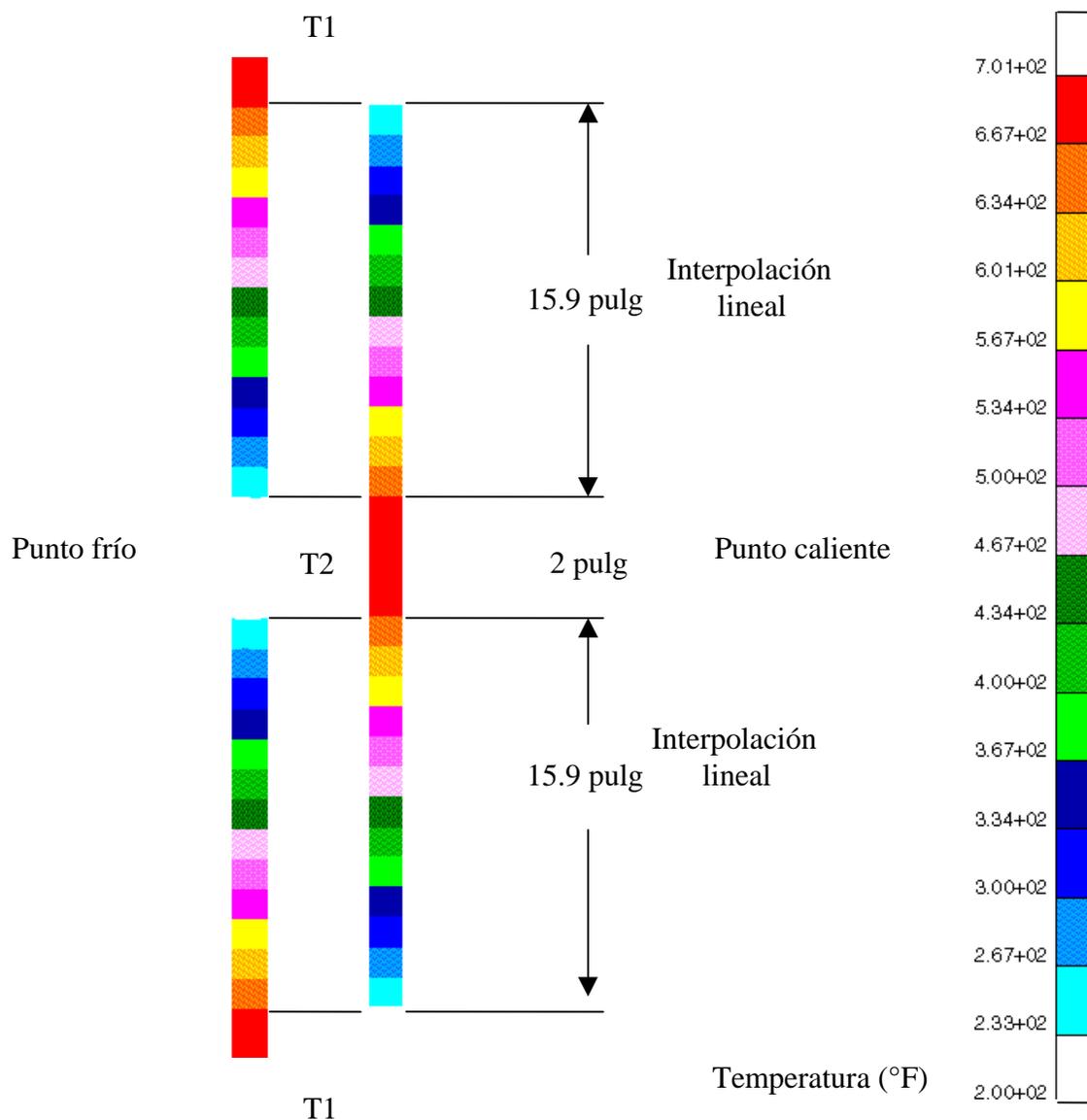


Figura 32. Descripción de las cargas térmicas utilizadas en el modelo, tomando como base un gradiente de $36\text{ }^{\circ}\text{f/pulg}$.

Las temperaturas T_1 y T_2 varían según sea el caso de carga (gradiente en estudio) e invierten su valor dependiendo de que el estudio sea de un punto frío o de un punto caliente. Para estas simulaciones se utilizaron cinco diferentes gradientes (8, 12, 16, 20 y 36 °F/pulg) para poder establecer que relación existe entre los valores que toman y los esfuerzos que se pueden generar. En la Tabla 11 se ven representados los valores de los gradientes térmicos así como las temperaturas T_1 y T_2 .

Tabla 11. Gradientes térmicos y temperaturas para los diferentes casos de cargas térmicas.

Gradiente (°F/pulg)	Caso punto caliente		Caso punto frío	
	T_1 (°F)	T_2 (°F)	T_1 (°F)	T_2 (°F)
8	500	630	630	500
12	450	640	640	450
16	400	655	655	400
20	300	618	618	300
36	200	700	700	200

Condición de cargas combinadas.

En el estudio de cargas combinadas se incluyó, además de la carga térmica, el efecto de la presión y la columna de coque. Como se mencionó antes, la presión en esta zona es variable dependiendo de su distancia al borde libre de coque, para este caso, debido a la pequeña dimensión longitudinal que tiene la sección de estudio, la

presión se asumió constante e igual al valor de esta en el punto medio del modelo, ver Figura 30.

El valor de la presión en la sección de la virola con soldadura se calculó de la siguiente forma:

$$P_1 = 50Psi + \gamma h = 50Psi + 0,04369lb/in^3 (516in) = 72,6Psi$$

Donde 50 *psi* es el valor de la presión en el tope del recipiente, γ es el peso específico del coque y h la distancia del punto medio de la sección al borde libre de coque. En el modelo de la virola sin soldadura el valor de h cambia a 452 *pulg* por lo que la presión en ese modelo toma el valor de:

$$P_2 = 69,7Psi$$

Procesamiento.

En este modelo se consideró linealidad en el material debido a que al realizar un análisis de fatiga siempre se considera que el esfuerzo es proporcional a la deformación, y la resolución se realizó por medio de pasos incrementales de carga.

Lectura de los datos y post-procesamiento.

Mediante las simulaciones se pudo conocer las zonas de concentración de esfuerzos en la virola así como los niveles de esfuerzos que se pueden alcanzar en

función de los diferentes gradientes térmicos, los cuales la mayoría está por encima del mínimo permitido por la norma y algunos exceden el límite de fluencia del material, por lo que se generan deformaciones permanentes que pudieran ser la causa de los abombamientos localizados.

CAPÍTULO VI. RESULTADOS Y ANÁLISIS.**VI.1 Interpretación de los resultados.**

Los resultados obtenidos en una simulación de esfuerzos por elemento finito pueden ser mostrados de diferentes formas, estas diferentes opciones incluyen datos numéricos nodales, contornos gráficos a color, animaciones, representación de figuras deformadas y gráficos en dos dimensiones. En las simulaciones realizadas se obtuvieron los siguientes resultados:

VI.1.1 Resistencia a la contracción del coque.

El máximo esfuerzo longitudinal, responsable de los agrietamientos circunferenciales que tan recurrentes son en estos equipos, ocurre en la zona donde se reportan los agrietamientos de la unión faldón-recipiente y con una intensidad que supera considerablemente el esfuerzo de fluencia del material. Ver Figura 33.

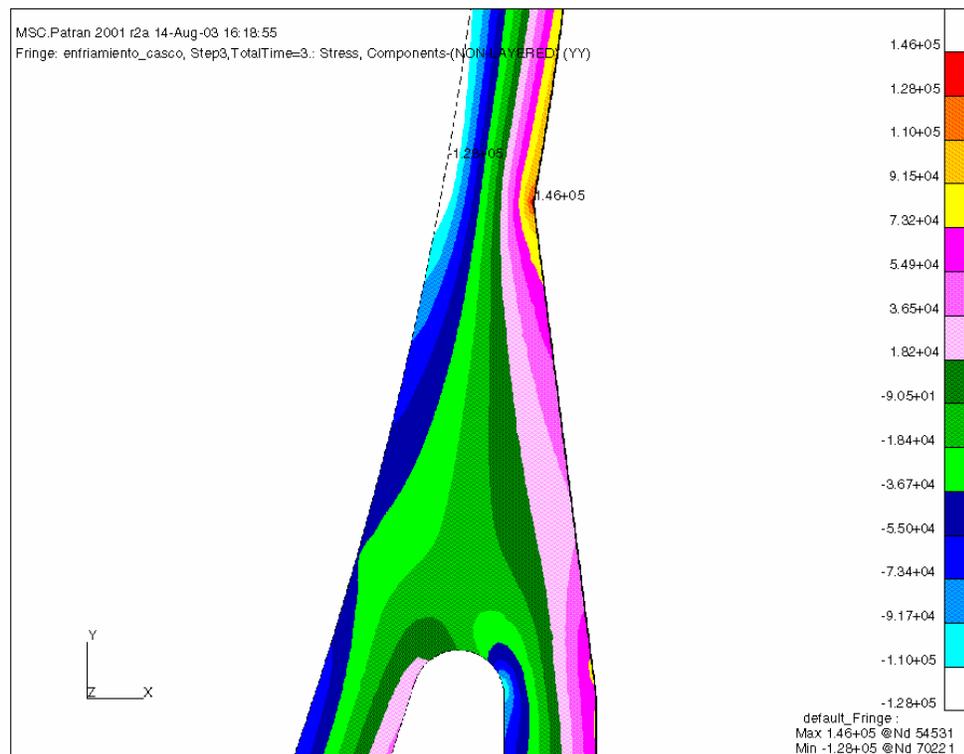


Figura 33. Esfuerzos longitudinales en la unión faldón-recipiente [psi].

Otra de las zonas en la cual ocurren concentraciones de esfuerzo es aquella en la cual el coque deja de oponer resistencia a ser aplastado (alrededores de la sección donde se encuentra el borde libre de coque). Esta variación de resistencia produce una reducción brusca del radio del recipiente y por ende concentraciones de esfuerzo. Ver Figura 34.

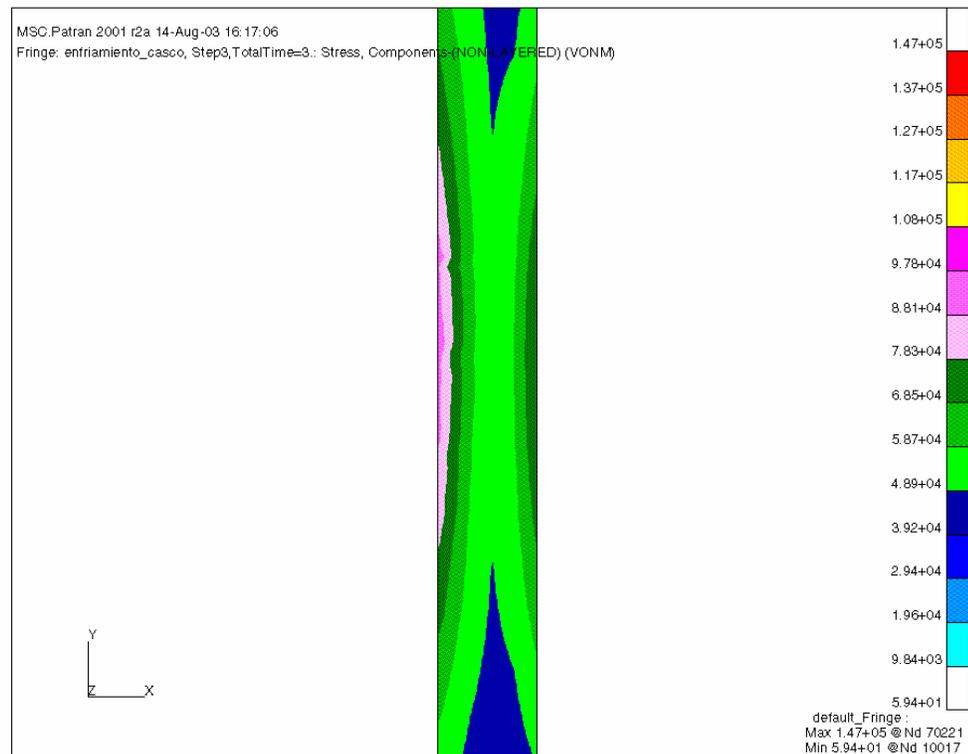


Figura 34. Concentración de esfuerzo en la sección correspondiente al tope de la columna de coque [psi].

Para visualizar la diferencia entre comportamiento elástico y comportamiento elastoplástico se realizaron tres corridas considerando:

- 1-. Linealidad del material (solo comportamiento elástico).
- 3-. No linealidad del material (comportamiento elastoplástico).
- 3-. No linealidad del material (comportamiento elastoplástico) y presión interna.

En la primera corrida el máximo esfuerzo alcanzado ocurre en la soldadura de la falda tomando un valor de 147ksi, el cual es 5 veces mayor que el esfuerzo de fluencia pero, para efecto del análisis de fatiga es necesario saber su valor. La

distribución de deformaciones en la unión faldón-recipiente presenta una configuración similar debido a la proporcionalidad existente en un análisis lineal elástico. Ver Figura 35.

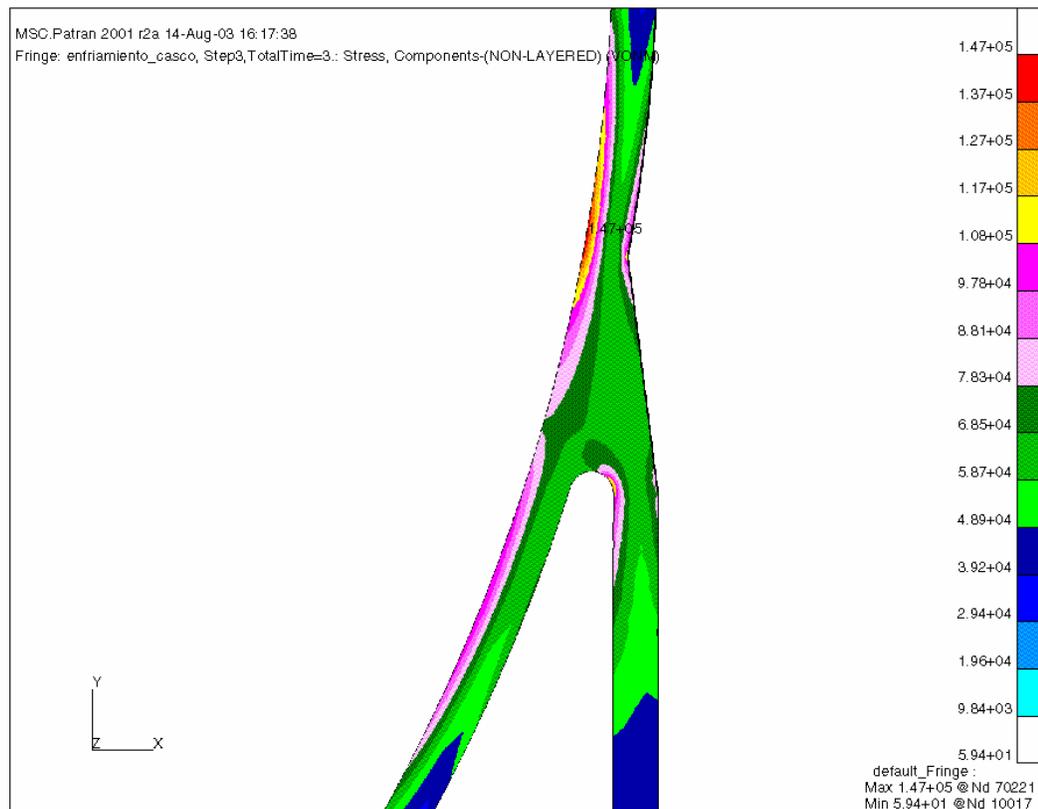


Figura 35. Esfuerzo de Von Mises para la unión faldón-recipiente [psi].

En el caso real ocurre una relajación del material, debido a su plasticidad, lo que causa que los esfuerzos disminuyan pero produce una deformación permanente y recurrente en cada ciclo lo que genera grietas por acumulación de deformación plástica. En las siguientes figuras se puede visualizar la distribución de esfuerzo y deformaciones de esta sección del recipiente considerando la zona plástica del material. Ver figura 36.

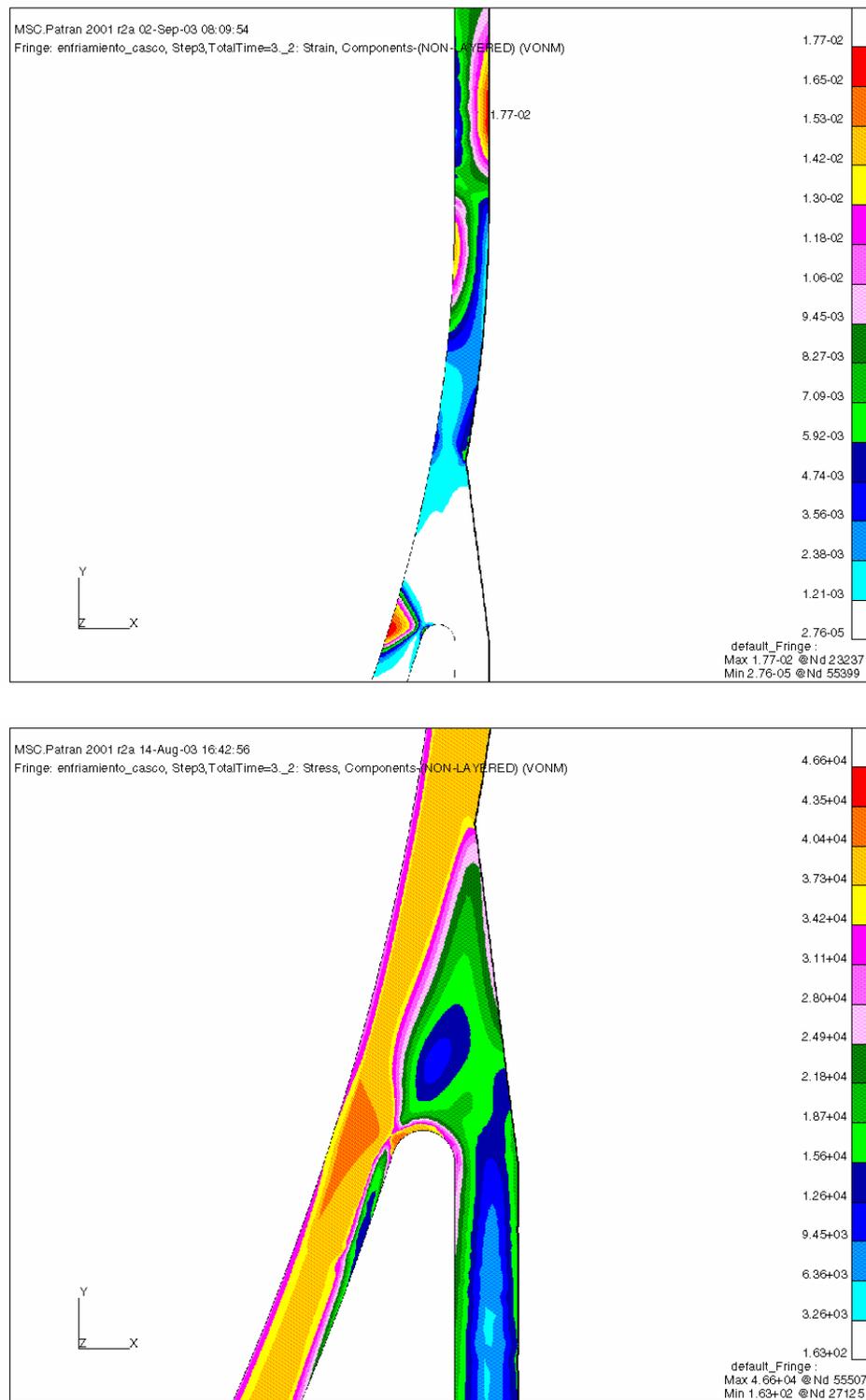


Figura 36. Distribución de deformación (arriba) y esfuerzos [psi] de Von Mises para la unión faldón recipiente considerando materiales elastoplásticos.

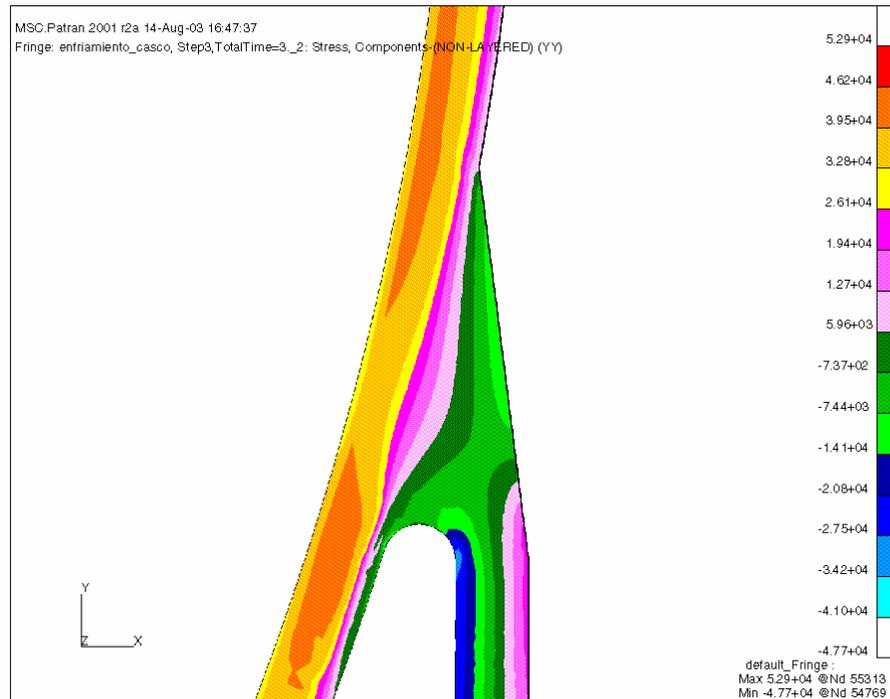


Figura 37. Distribución de esfuerzos longitudinales para la unión faldón recipiente considerando materiales elastoplásticos [psi].

Cuando se toma en cuenta la presión en estos análisis se puede notar que no existe mucha diferencia en la distribución de esfuerzos lo que hace afirmar que su contribución a la generación de esfuerzos es muy poca, siendo los esfuerzos inducidos por el contacto entre el coque y la pared los más importantes a la hora de realizar un análisis de este tipo. Ver Figuras 38 y 39.

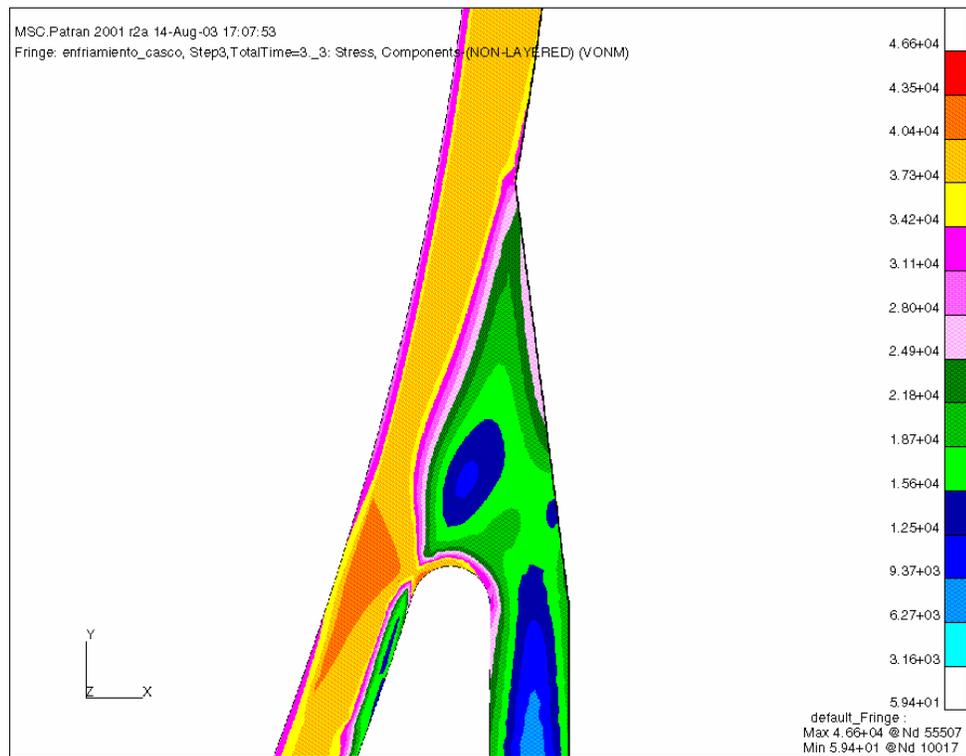


Figura 38. Distribución de esfuerzos de Von Mises en la unión faldón-recipiente, considerando materiales elastoplásticos y presión interna [psi].

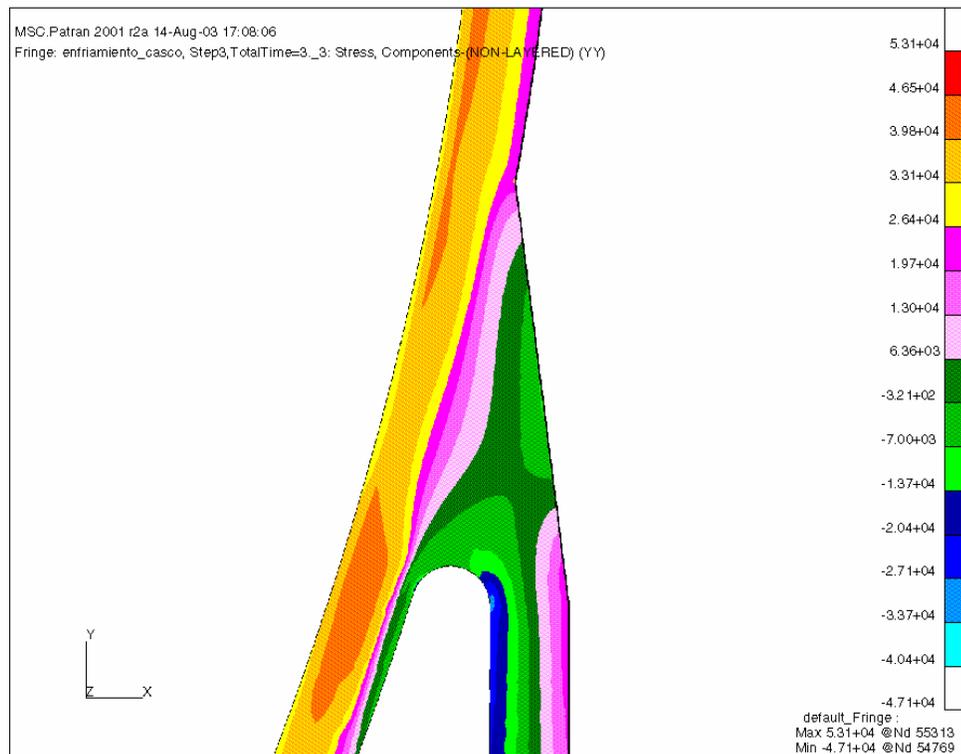


Figura 39. Distribución de esfuerzos longitudinales en la unión faldón-recipiente, considerando materiales elastoplásticos y presión interna [psi].

Al igual que los materiales del recipiente, el coque también posee un límite de comportamiento elástico. Cuando tomamos en cuenta esta plasticidad la deformación máxima, tanto combinada como longitudinal, ocurre en la región interna de la unión faldón recipiente, siendo esta la principal causa de agrietamientos en esta zona. Ver Figura 40.

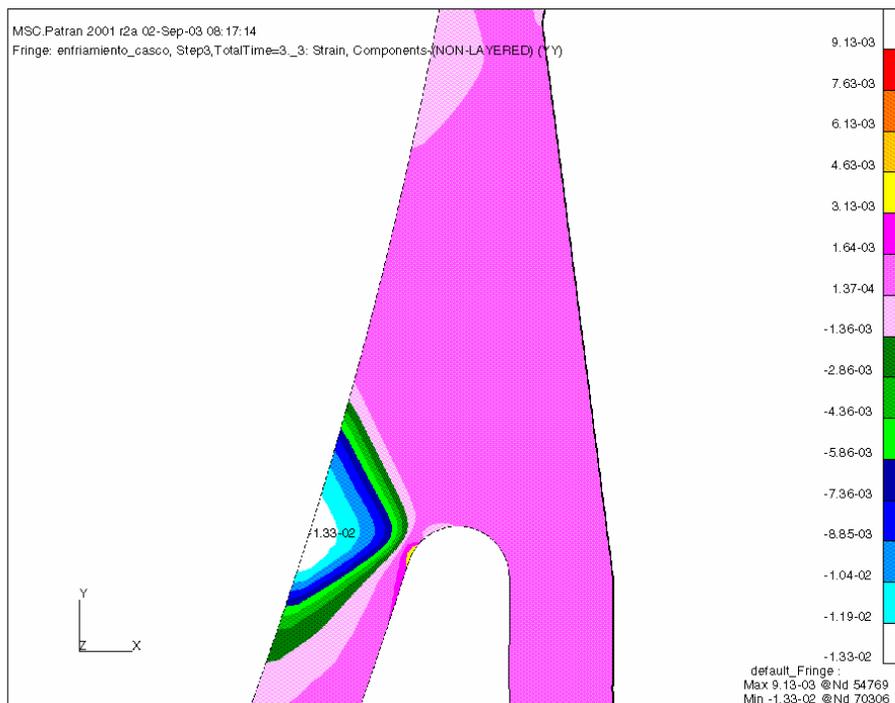
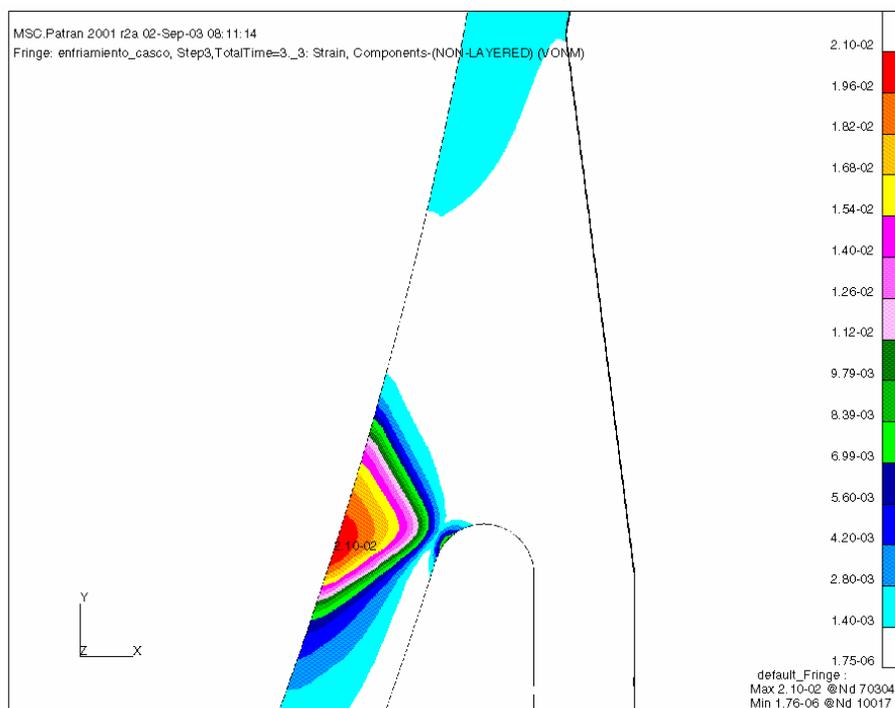


Figura 40. Distribución de deformación combinada (arriba) y longitudinal de la unión faldón-recipiente considerando el comportamiento plástico del coque.

VI.1.2 Puntos fríos y calientes.

Con respecto al esfuerzo longitudinal, estos se notaron elevados y hasta mayores que el esfuerzo de fluencia del material, esta puede ser la razón por la cual la mayoría de los agrietamientos que ocurren en el casco del recipiente son circunferenciales, además de esto, las concentraciones de esfuerzos no ocurren en el mismo sitio, varían de acuerdo al modelo estudiado y al gradiente aplicado. En puntos calientes sobre una virola con gradientes no muy severos (8 y 12°F/pulg) la concentración de esfuerzos ocurre en una zona diferente a los demás casos (zona antes del abombamiento), esta se ubica cercana al punto de inflexión. Ver Figura 41.

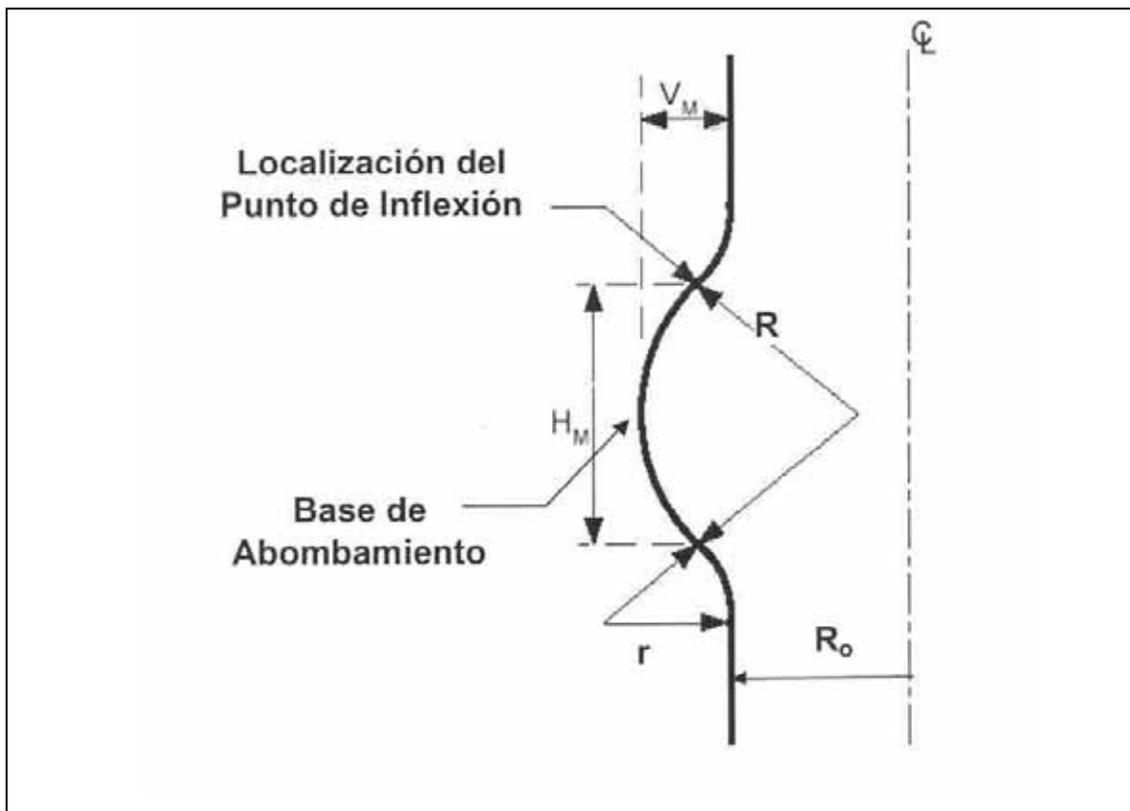


Figura 41. Descripción del abombamiento.

En el 80% de los casos estudiados el máximo esfuerzo longitudinal, responsable del agrietamiento circunferencial, ocurre en la base del abombamiento, siendo más recurrente en la pared externa del recipiente, en el análisis de la virola con soldadura estos aumentan de manera logarítmica en función del gradiente aplicado igual que el esfuerzo tangencial. Los mismos exceden, casi en la totalidad de los casos estudiados, el esfuerzo máximo permitido ($S_y/2$), y en muchos casos superan el límite elástico del material. En las Figuras 42, 43 y 44 se puede la variación que tienen los distintos tipos de esfuerzos estudiados en función del gradiente aplicado.

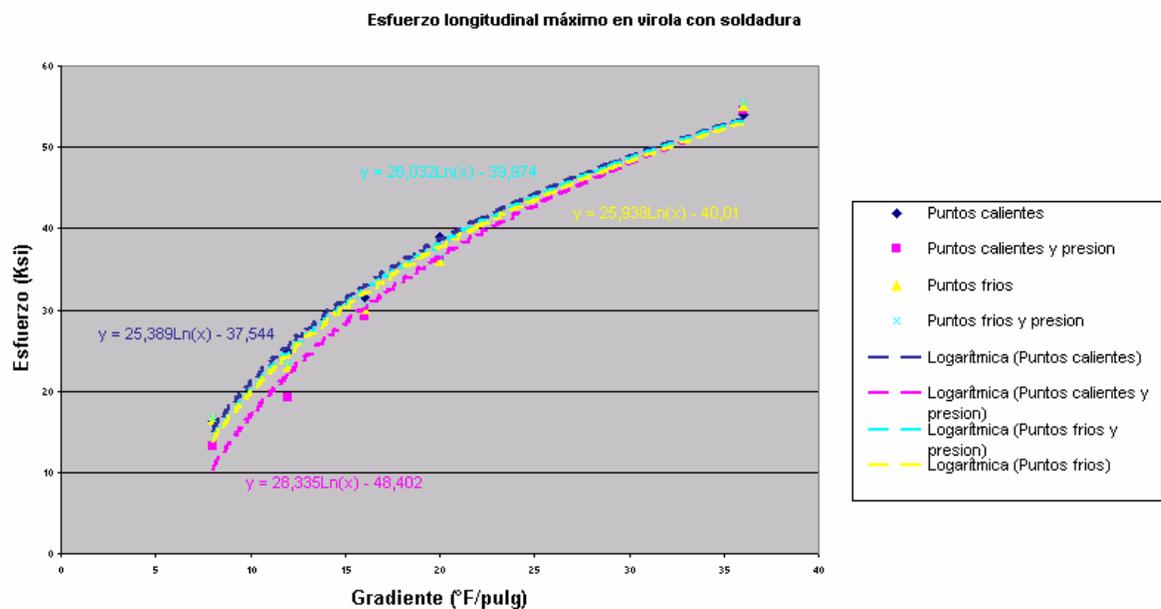


Figura 42. Esfuerzo longitudinal máximo (base del abombamiento) en virola con soldadura.

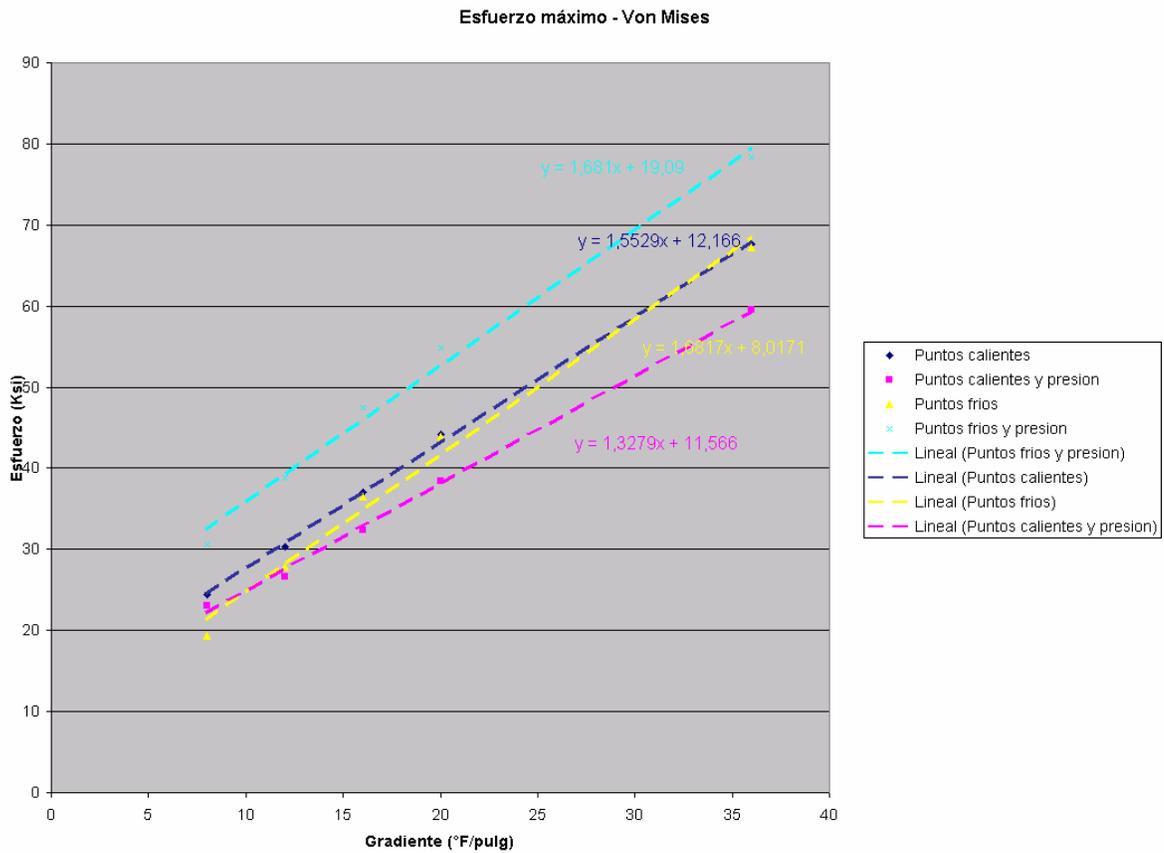


Figura 44. Esfuerzo de Von Mises máximo (base del abombamiento) en virola con soldadura.

En la sección del casco simulada sin la presencia del cordón de soldadura se notó un comportamiento totalmente lineal entre los valores de esfuerzo máximo y gradiente aplicado. Ver Figuras 45, 46 y 47.

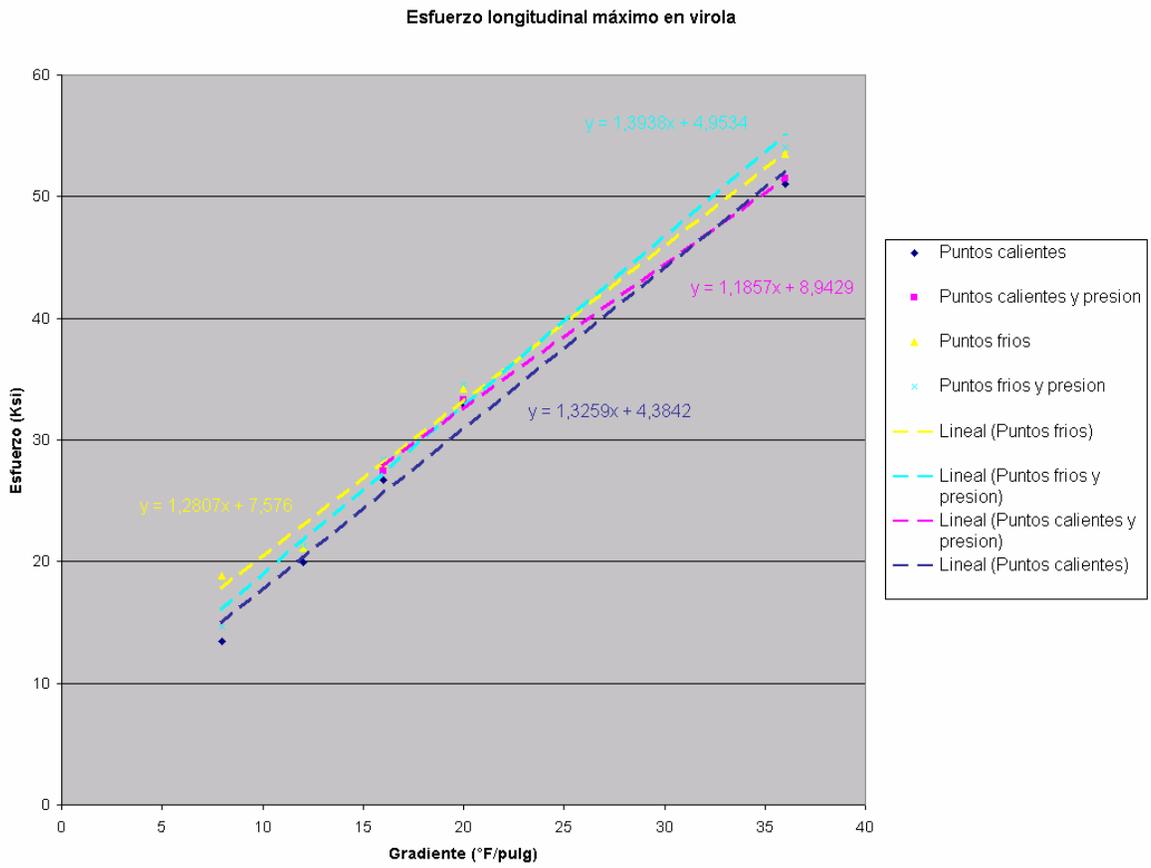


Figura 45. Esfuerzo longitudinal máximo (base del abombamiento) en virola.

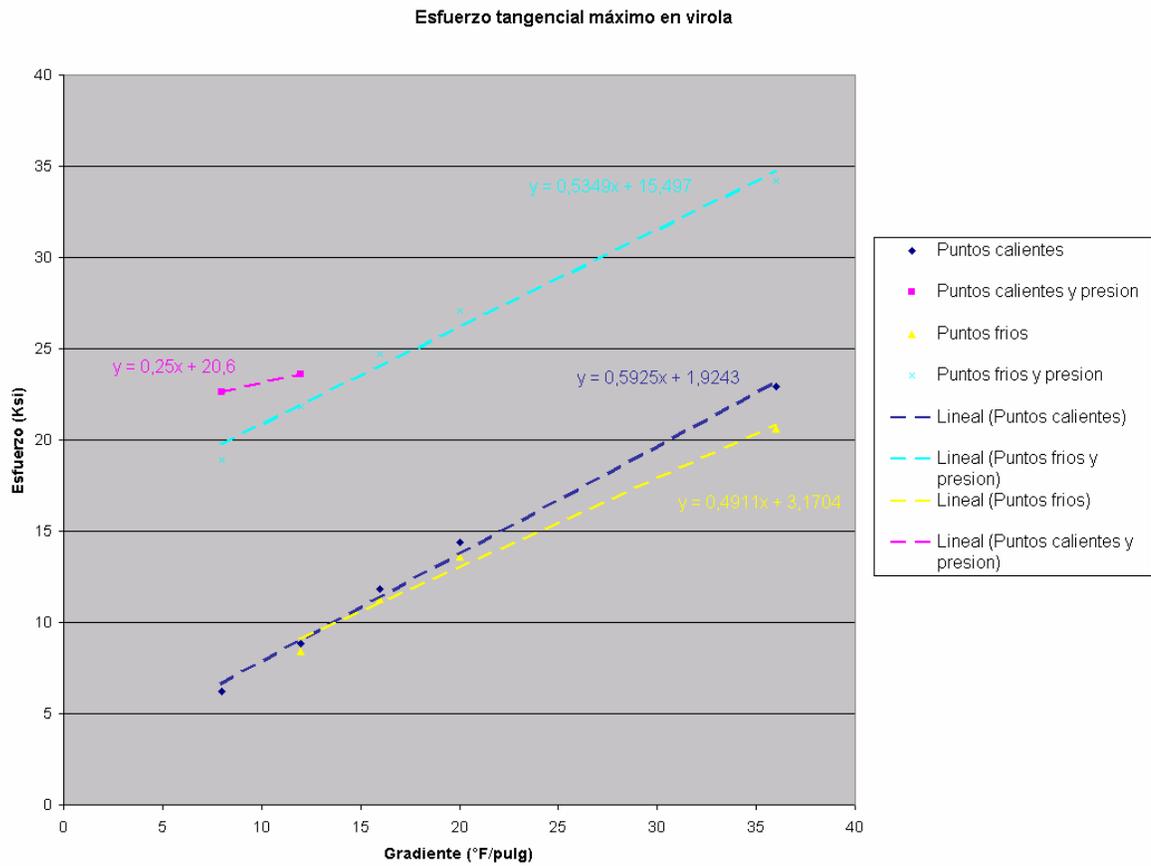


Figura 46. Esfuerzo tangencial máximo (base del abombamiento) en virola.

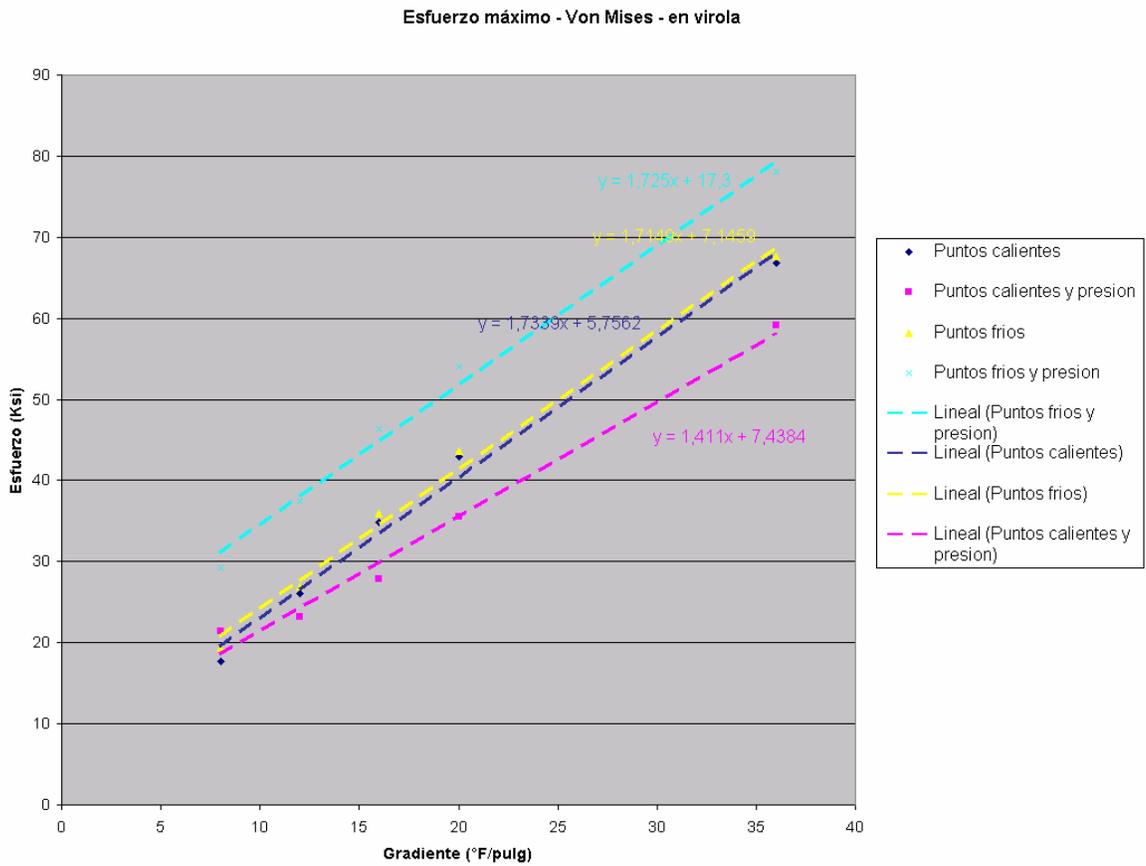


Figura 47. Esfuerzo de Von Mises máximo (base del abombamiento) en virola.

Las distribuciones de deformación longitudinal en ambos modelos, considerando puntos calientes, presentan configuraciones similares. El punto de deformación máxima siempre se ubicó en la base del abombamiento, justo donde es más recurrente la aparición de agrietamientos circunferenciales. En las Figuras 48 y 49 se presentan las deformaciones longitudinales en ambos modelos para un gradiente de 36 °F/pulg.

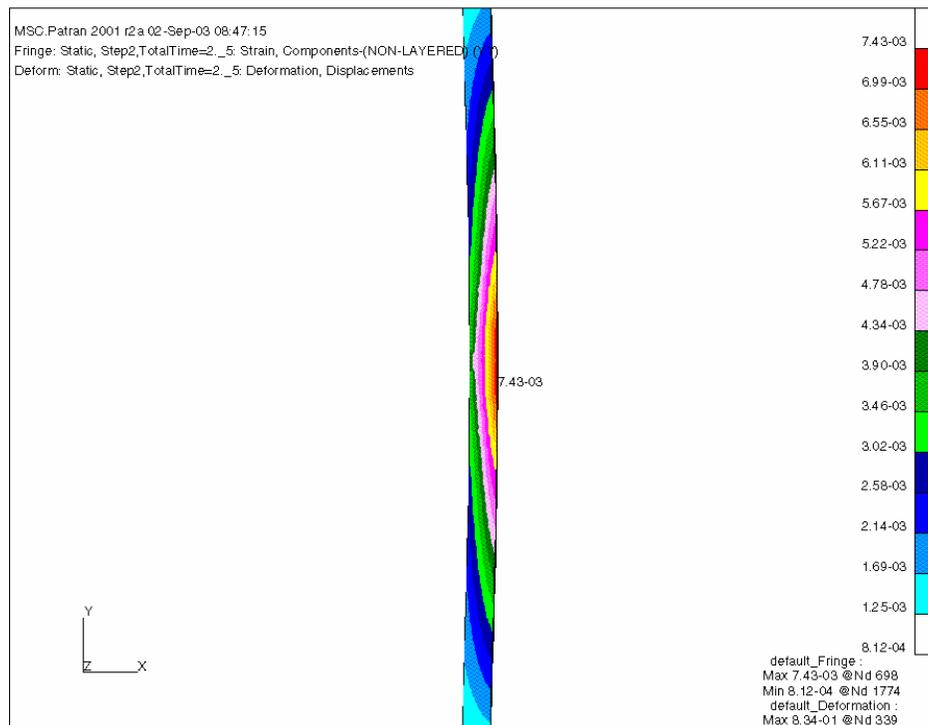
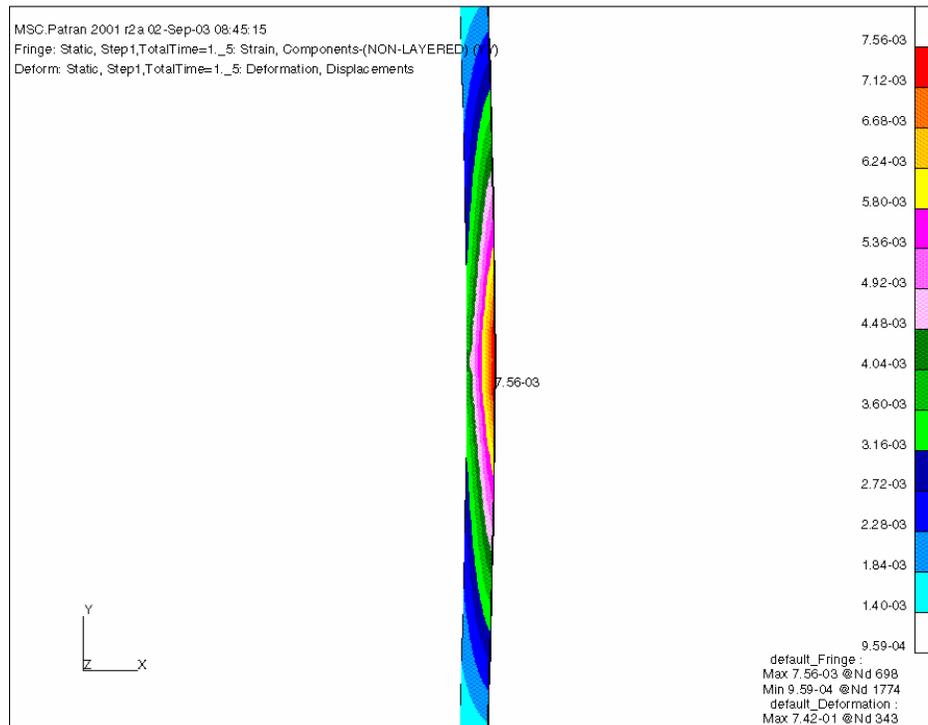


Figura 48. Distribución de deformación longitudinal para el modelo de virola con soldadura con puntos calientes de 36°F/pulg (arriba: sin presión; abajo: con presión).

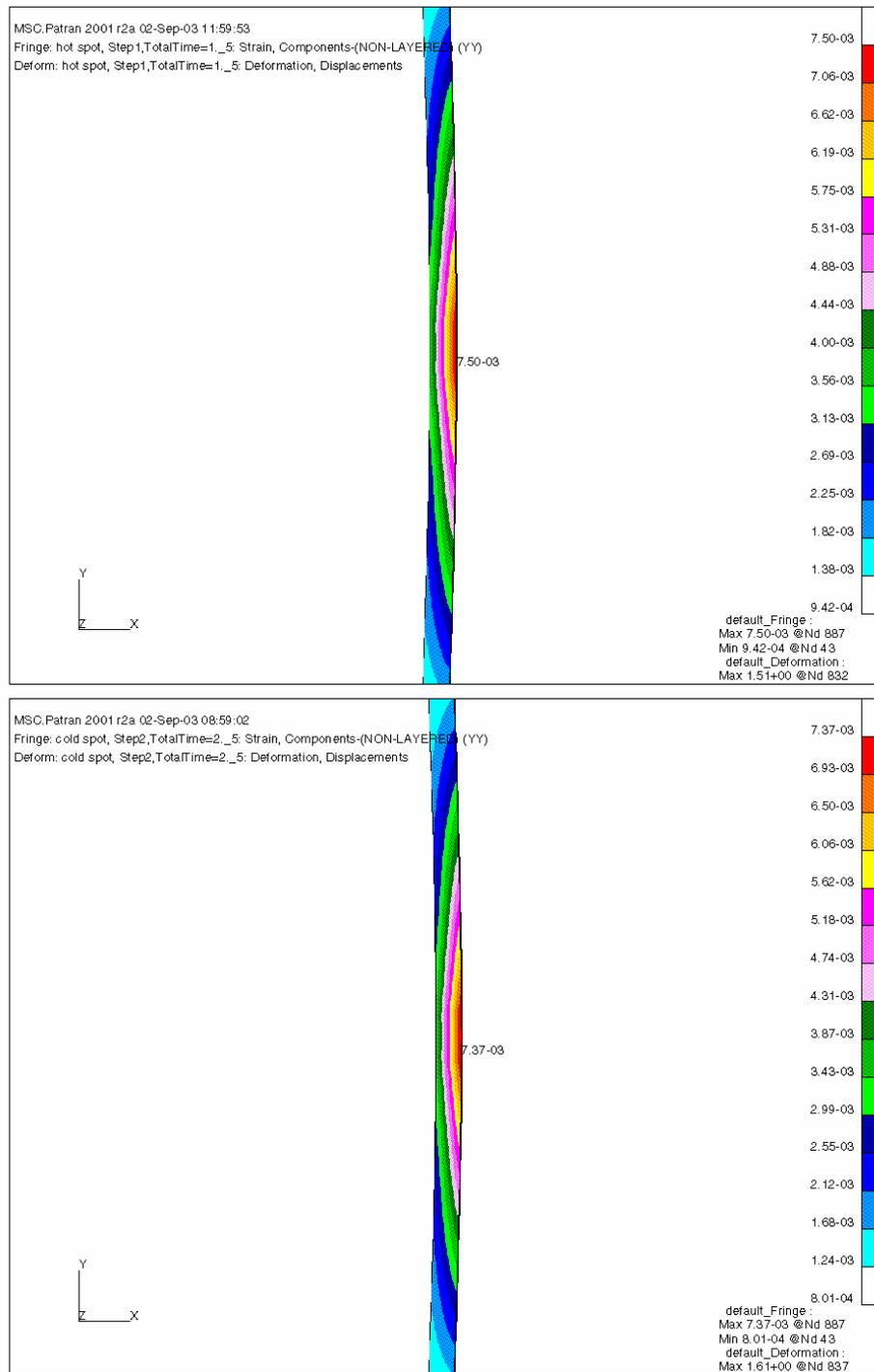


Figura 49. Distribución de deformación longitudinal para el modelo de virola sin soldadura con puntos calientes de 36°F/pulg (arriba: sin presión; abajo: con presión).

A diferencia de los puntos calientes, en los puntos fríos sobre virola sin soldadura la máxima deformación ocurrió en la zona donde comienza el abombamiento, muy cerca de la zona afectada por el calor, lugar donde también se han registrado agrietamientos (ver Figuras 50 y 51). Por lo cual los puntos fríos pueden ser uno de los causantes de este tipo de discontinuidades.

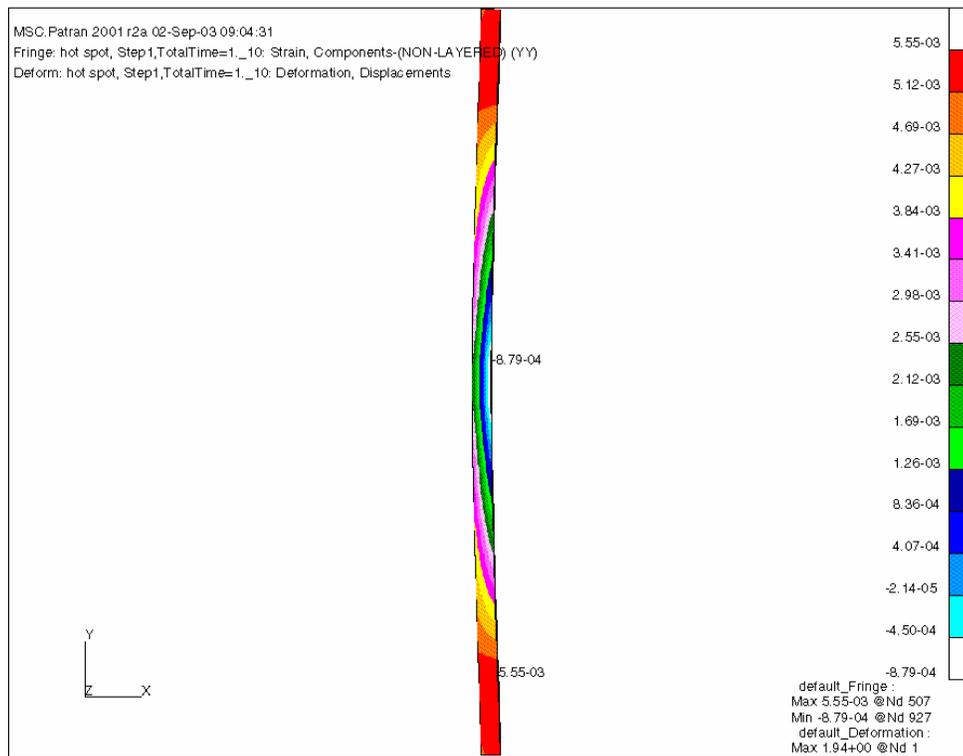


Figura 50. Distribución de deformación longitudinal para el modelo de virola sin soldadura con puntos fríos de 36°F/pulg (sin presión interna).

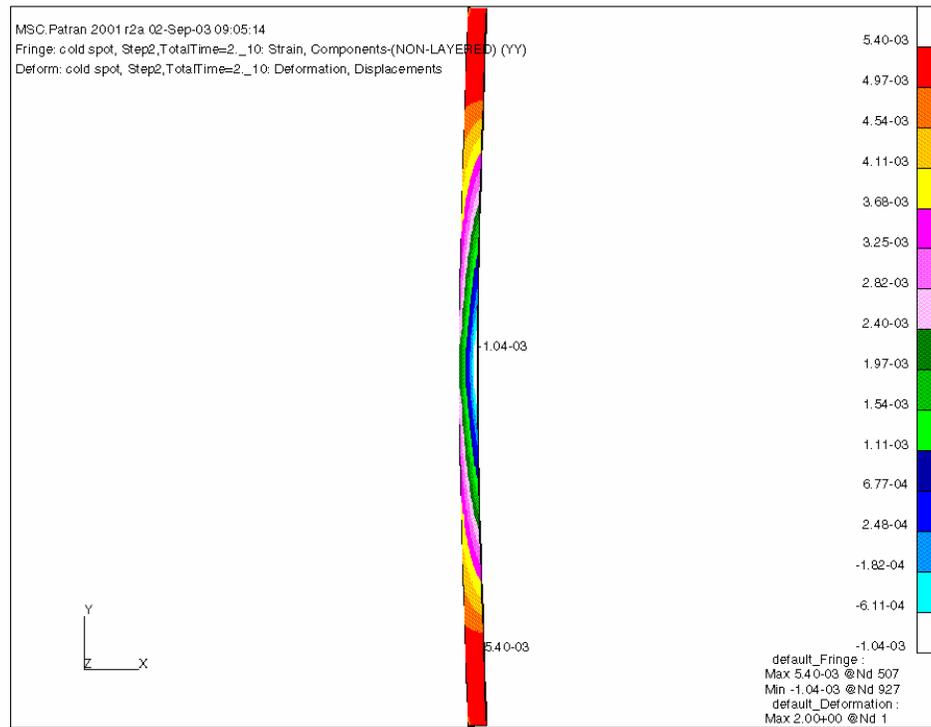


Figura 51. Distribución de deformación longitudinal para el modelo de virola sin soldadura con puntos fríos de 36°F/pulg (con presión).

VI.2 Cálculo de vida a fatiga.

El código ASME de recipientes a presión provee de dos alternativas para calcular la vida a fatiga en la Sección VIII, División 2. Las dos alternativas son dadas en el Apéndice 5, Sección 5-110.3 como procedimientos *a* y *b*. El procedimiento *a* es usado cuando la dirección de los esfuerzos principales no cambia, a diferencia del procedimiento *b* el cual se usa cuando la dirección de los esfuerzos principales es variable. En este caso se tomó el procedimiento *b* debido a las características de la variación de esfuerzos presentes en el recipiente.

La idealización estática de esfuerzos en tres dimensiones en un punto tiene seis componentes (tres esfuerzos normales y tres de corte). En un caso axisimétrico la dirección circunferencial, la cual no es modelada, es uno de los planos principales y por consiguiente los dos esfuerzos de corte correspondientes asociados a esa dirección son cero. Para un modelo axisimétrico y condiciones de carga como las usadas en este recipiente, el modelo reducido con las cuatro componentes restantes es eficiente. Los valores de las componentes de esfuerzo resultantes de las simulaciones se pueden ver en las siguientes tablas.

Tabla 12. Componentes de esfuerzo para las simulaciones de virola con soldadura bajo la acción de cargas térmicas (puntos calientes).

Gradiente °F/pulg	nodo	Von Mises (ksi)	Componentes de esfuerzo (ksi)			
			radial	longitudinal	tangencial	cortante (radial- longitudinal)
8	131	24,4	5,24	- 16,3	- 14,5	- 1,43
12	132	30,3	1,04	- 24,9	- 31,7	0,434
16	132	37,1	1,24	- 31,5	- 38,8	0,187
20	134	44,2	1,21	- 38,9	- 46	0,0243
36	689	67,7	- 0,921	54	-21,4	0,0312

Tabla 13. Componentes de esfuerzo para las simulaciones de virola con soldadura bajo la acción de cargas térmicas (puntos calientes) y presión interna.

Gradiente °F/pulg	nodo	Von Mises (ksi)	Componentes de esfuerzo (ksi)			
			radial	longitudinal	tangencial	cortante (radial- longitudinal)
8	237	23,1	7,81	- 13,2	9,18	- 3,47
12	237	26,6	8,08	- 19,3	3,31	- 3,96
16	131	32,4	5,8	- 29,2	- 13,4	- 2,16
20	131	38,4	5,74	- 36	- 20,7	- 2,46
36	689	59,5	-0,932	54,6	- 7,89	0,0313

Tabla 14. Componentes de esfuerzo para las simulaciones de virola con soldadura bajo la acción de cargas térmicas (puntos fríos).

Gradiente °F/pulg	nodo	Von Mises (ksi)	Componentes de esfuerzo (ksi)			
			radial	longitudinal	tangencial	cortante (radial- longitudinal)
8	128	19,4	0,261	- 16,5	4,76	0,00491
12	128	27,8	0,354	- 23,1	7,57	0,00918
16	128	36,5	0,453	- 30,1	10,3	0,0137
20	128	43,9	0,533	- 36,1	12,6	0,0179
36	345	67,2	0,803	- 55,1	19,5	0,0777

Tabla 15. Componentes de esfuerzo para las simulaciones de virola con soldadura bajo la acción de cargas térmicas (puntos fríos) y presión interna.

Gradiente °F/pulg	nodo	Von Mises (ksi)	Componentes de esfuerzo (ksi)			
			radial	longitudinal	tangencial	cortante (radial- longitudinal)
8	128	30,6	0,262	- 16,7	18,9	0,00502
12	128	38,8	0,356	- 23,3	21,5	0,00933
16	128	47,5	0,456	- 30,5	24,3	0,0138
20	128	54,9	0,538	- 36,5	26,6	0,0181
36	697	78,3	0,882	- 55,4	33,9	- 0,0236

Tabla 16. Componentes de esfuerzo para las simulaciones de virola sin soldadura bajo la acción de cargas térmicas (puntos calientes).

Gradiente °F/pulg	nodo	Von Mises (ksi)	Componentes de esfuerzo (ksi)			
			radial	longitudinal	tangencial	cortante (radial-longitudinal)
8	887	17,7	- 1,05	13,4	- 6,19	0,00467
12	887	26	- 1,52	19,9	- 8,84	0,00722
16	887	34,9	- 2,02	26,7	- 11,8	0,00998
20	887	42,9	- 2,45	32,9	- 14,4	0,0126
36	887	66,8	- 3,78	51	- 22,9	0,02

Tabla 17. Componentes de esfuerzo para las simulaciones de virola sin soldadura bajo la acción de cargas térmicas (puntos calientes) y presión interna.

Gradiente °F/pulg	nodo	Von Mises (ksi)	Componentes de esfuerzo (ksi)			
			radial	longitudinal	tangencial	cortante (radial-longitudinal)
8	357	21,4	0,0628	2,66	22,6	0,043
12	357	23,2	0,063	0,889	23,6	0,0648
16	887	27,8	- 2,04	27,4	1,4	0,0103
20	887	35,5	- 2,48	33,3	- 1,27	0,013
36	887	59,1	- 3,83	51,5	- 9,87	0,0206

Tabla 18. Componentes de esfuerzo para las simulaciones de virola sin soldadura bajo la acción de cargas térmicas (puntos fríos).

Gradiente °F/pulg	nodo	Von Mises (ksi)	Componentes de esfuerzo (ksi)			
			radial	longitudinal	tangencial	cortante (radial-longitudinal)
8	201	19,4	- 0,659	18,8	18,6	0
12	887	26,9	1,48	- 21,1	8,43	- 0,00913
16	927	35,9	2	- 28,1	11,3	0,0118
20	887	43,6	2,45	- 34,2	13,6	- 0,0134
36	927	67,7	3,83	- 53,5	20,6	0,0199

Tabla 19. Componentes de esfuerzo para las simulaciones de virola sin soldadura bajo la acción de cargas térmicas (puntos fríos) y presión interna.

Gradiente °F/pulg	nodo	Von Mises (ksi)	Componentes de esfuerzo (ksi)			
			radial	longitudinal	tangencial	cortante (radial- longitudinal)
8	887	29,2	0,994	- 14,6	18,9	- 0,00655
12	887	37,5	1,49	- 21,3	21,8	- 0,00934
16	887	46,4	2,02	- 28,4	24,7	- 0,012
20	927	54	2,47	- 34,6	27,1	0,0138
36	927	78,1	3,86	- 54,1	34,2	0,0204

Como explicamos antes, para el modelo axisimétrico usado en este análisis, solo hay una componente de esfuerzo e corte (axial-radial) en la formulación. Se observa que este valor es muy pequeño comparado a los altos esfuerzos axiales y circunferenciales, lo que indica que los esfuerzos axiales y radiales están muy cercanos a las direcciones principales.

Procedimiento:

- 1-. Considere los valores de las componentes de esfuerzo σ_t , σ_l , σ_r , τ_{tt} , τ_{lr} , τ_{rt} versus el tiempo del ciclo completo de esfuerzo, En este caso no se tiene la variación en el tiempo de los esfuerzos generado por lo que se tomo como caso extremo el máximo esfuerzo encontrado en la simulación, tomando como mínimo la condición de vacío del recipiente (reposo sin presión), situación que ocurre luego de ser sacado el coque.
- 2-. Escoja un punto en el tiempo donde las condiciones sean uno de los extremos del ciclo (máximo o mínimo algebraico) e identifique las componentes de esfuerzo en ese instante con el subíndice i.
- 3-. En cada instante de tiempo durante el ciclo calcule los esfuerzos principales σ_1' , σ_2' , σ_3' , derivados de las seis componentes de esfuerzo.

4-. Determine las diferencias de esfuerzos:

$$S_{12} = \sigma_1' - \sigma_2'$$

$$S_{23} = \sigma_2' - \sigma_3'$$

$$S_{31} = \sigma_3' - \sigma_1'$$

versus el tiempo del ciclo completo y busque la mayor magnitud absoluta de cualquier diferencia de esfuerzo en cualquier momento, llame a este valor S_{rij} .

5-. Si el módulo de elasticidad se reduce con la temperatura, S_{rij} debe ser multiplicado por E/E' donde:

E = Modulo de elasticidad del material a temperatura ambiente.

E' = Módulo de elasticidad a la temperatura promedio entre las que ocurre el máximo y el mínimo esfuerzo.

6-. El valor del esfuerzo alternante es tomado como la mitad del valor de S_{rij} calculado en el paso 5, lo llamaremos S_{alt} .

7-. Usando la figura 5-110.1 del código ASME, para $Uts > 80$ psi, se determina el número de ciclos para el correspondiente S_{alt} . En este caso también se calculó la vida a fatiga usando, como base, curvas generadas mediante ensayos a probetas de los materiales de construcción del recipiente. Ver Figura 52.

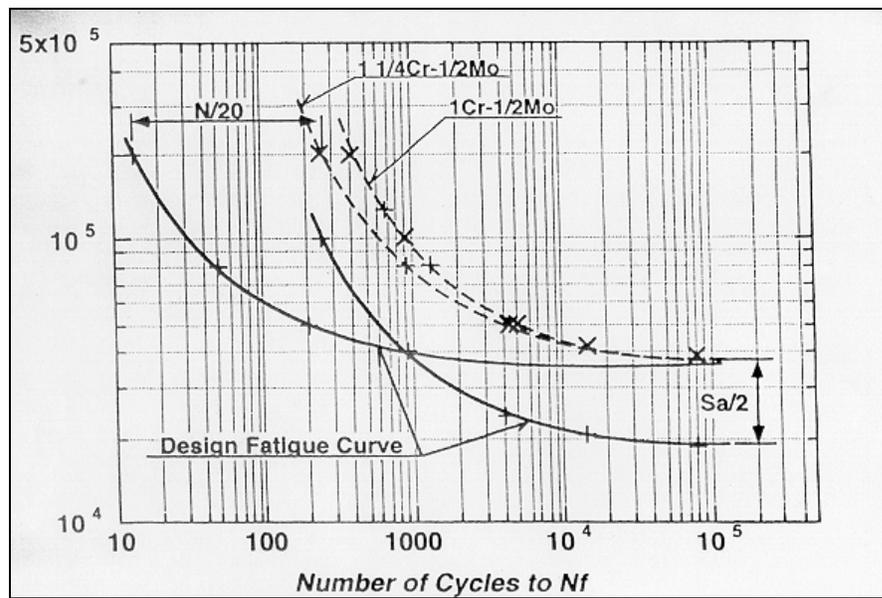


Figura 52. Curvas de diseño a fatiga para aceros 1Cr & 11/4Cr-1/2Mo.

Los resultados obtenidos para el modelo de virola con soldadura, para los diferentes gradientes y diferentes casos de carga, se pueden ver en las siguientes tablas:

Tabla 20. Esfuerzos principales y esfuerzos alternantes calculados para la simulación de virola con soldadura bajo la acción de cargas térmicas (puntos calientes).

Gradiente °F/pulg	Esfuerzos principales (ksi)			Salt (ksi)	Temperatura máxima °F	E/E'	Salt-mod (ksi)
	S1	S2	S3				
8	5,335	- 16,395	- 14,5	10,865	630	1,033	11,223545
12	1,047	- 31,7	- 24,907	16,3735	640	1,033	16,9138255
16	1,241	- 38,8	- 31,501	20,0205	655	1,033	20,6811765
20	1,21	- 46	- 38,9	23,605	618	1,033	24,383965
36	54	- 21,4	- 0,921	37,7	700	1,084	40,8668

Tabla 21. Esfuerzos principales y esfuerzos alternantes calculados para la simulación de virola con soldadura bajo la acción de cargas térmicas (puntos calientes) y presión interna.

Gradiente °F/pulg	Esfuerzos principales (ksi)			Salt (ksi)	Temperatura máxima °F	E/E'	Salt-mod (ksi)
	S1	S2	S3				
8	9,18	- 13,759	8,368	11,4695	630	1,033	11,8479935
12	8,641	- 19,862	3,31	14,2515	640	1,033	14,7217995
16	5,932	- 29,333	- 13,4	17,6325	655	1,033	18,2143725
20	5,884	- 36,145	- 20,7	21,0145	618	1,033	21,7079785
36	54,6	- 7,89	- 0,932	31,245	700	1,084	33,86958

Tabla 22. Esfuerzos principales y esfuerzos alternantes calculados para la simulación de virola con soldadura bajo la acción de cargas térmicas (puntos fríos).

Gradiente °F/ pulg	Esfuerzos principales (ksi)			Salt (ksi)	Temperatura máxima °F	E/E'	Salt-mod (ksi)
	S1	S2	S3				
8	4,76	- 16,5	0,261	10,63	500	1,0386	11,040318
12	7,57	- 23,1	0,354	15,335	450	1,021	15,657035
16	10,3	- 30,1	0,453	20,2	400	1,021	20,6242
20	12,6	- 36,1	0,533	24,35	300	1,021	24,86135
36	19,5	- 55,1	0,803	37,3	200	1	37,3

Tabla 23. Esfuerzos principales y esfuerzos alternantes calculados para la simulación de virola con soldadura bajo la acción de cargas térmicas (puntos fríos) y presión interna.

Gradiente °F/ pulg	Esfuerzos principales (ksi)			Salt (ksi)	Temperatura máxima °F	E/E'	Salt-mod (ksi)
	S1	S2	S3				
8	18,9	- 16,7	0,262	17,8	500	1,0386	18,48708
12	21,5	- 23,3	0,356	22,4	450	1,021	22,8704
16	24,3	- 30,5	0,456	27,4	400	1,021	27,9754
20	26,6	- 36,5	0,538	31,55	300	1,021	32,21255
36	33,9	- 55,4	0,882	44,65	200	1	44,65

Tabla 24. Vida a fatiga del modelo de virola con soldadura bajo la acción de cargar térmicas (puntos calientes).

Gradiente °F/pulg	Vida de fatiga ASME N° ciclos	Esfuerzo long. Máximo (ksi)	Esfuerzo tang. Máximo (ksi)	Vida de fatiga (ensayo) N° ciclos
8	infinita	16,3	14,5	infinita
12	3,00E+05	24,9	31,7	infinita
16	1,00E+05	31,5	38,8	1,60E+04
20	4,00E+04	38,9	46	4,00E+03
36	1,00E+04	54	21,4	8,00E+02

Tabla 25. Vida a fatiga del modelo de virola con soldadura bajo la acción de cargar térmicas (puntos calientes) y presión interna.

Gradiente °F/pulg	Vida de fatiga ASME N° ciclos	Esfuerzo long. Máximo (ksi)	Esfuerzo tang. Máximo (ksi)	Vida de fatiga (ensayo) N° ciclos
8	infinita	13,2	9,18	infinita
12	2,00E+05	19,3	3,31	infinita
16	1,50E+05	29,2	13,4	infinita
20	7,00E+04	36	20,7	1,00E+04
36	1,60E+04	54,6	7,89	1,50E+03

Tabla 26. Vida a fatiga del modelo de virola con soldadura bajo la acción de cargar térmicas (puntos fríos).

Gradiente °F/pulg	Vida de fatiga ASME N° ciclos	Esfuerzo long. Máximo (ksi)	Esfuerzo tang. Máximo (ksi)	Vida de fatiga (ensayo) N° ciclos
8	infinita	16,5	4,76	infinita
12	2,00E+05	23,1	7,57	infinita
16	1,00E+05	30,1	10,3	1,60E+04
20	4,00E+04	36,1	12,6	4,00E+03
36	1,00E+04	55,1	19,5	1,00E+03

Tabla 27. Vida a fatiga del modelo de virola con soldadura bajo la acción de cargas térmicas (puntos fríos) y presión interna.

Gradiente °F/pulg	Vida de fatiga ASME N° ciclos	Esfuerzo long. Máximo (ksi)	Esfuerzo tang. Máximo (ksi)	Vida de fatiga (ensayo) N° ciclos
8	1,50E+05	16,7	18,9	infinita
12	5,00E+04	23,3	21,5	7,00E+03
16	3,00E+04	30,5	24,3	2,50E+03
20	2,00E+04	36,5	26,6	1,50E+03
36	6,00E+03	55,4	33,9	4,00E+02

Vale la pena destacar que los máximos esfuerzos no ocurrieron siempre en la misma zona, estuvieron ubicados en la mayoría de las veces en la corona del abombamiento, ya sea en la parte interna o externa de la pared. Se puede ver una diferencia notable en la vida a fatiga calculada según el código ASME y la calculada usando las curvas elaboradas por medio de ensayos, esta última reportó vida a fatiga mucho menores a las calculadas usando el código ASME.

Para el modelo de la virola sin la presencia de la soldadura circunferencial se realizó el mismo procedimiento y los resultados obtenidos fueron los siguientes:

Tabla 28. Esfuerzos principales y esfuerzos alternantes calculados para la simulación de virola sin soldadura bajo la acción de cargas térmicas (puntos calientes).

Gradiente °F/pulg	Esfuerzos principales (ksi)			Salt (ksi)	Temperatura máxima °F	Factor de corrección por temperatura	Salt-mod (ksi)
	S1	S2	S3				
8	13,4	- 6,19	- 1,05	9,795	630	1,0386	10,173087
12	19,9	- 8,84	- 1,52	14,37	640	1,0386	14,924682
16	26,7	- 11,8	- 2,02	19,25	655	1,0386	19,99305
20	32,9	- 14,4	- 2,45	23,65	618	1,0386	24,56289
36	51	- 22,9	- 3,78	36,95	700	1,061	39,20395

Tabla 29. Esfuerzos principales y esfuerzos alternantes calculados para la simulación de virola sin soldadura bajo la acción de cargas térmicas (puntos calientes) y presión interna.

Gradiente °F/pulg	Esfuerzos principales (ksi)			Salt (ksi)	Temperatura máxima °F	Factor de corrección por temperatura	Salt-mod (ksi)
	S1	S2	S3				
8	22,6	0,062	2,661	11,269	500	1,043	11,753567
12	23,6	0,058	0,894	11,771	453	1,0175	11,9769925
16	27,4	- 2,04	1,4	14,72	655	1,0386	15,288192
20	33,3	- 2,48	- 1,27	17,89	618	1,0386	18,580554
36	51,5	- 9,87	- 3,83	30,685	700	1,061	32,556785

Tabla 30. Esfuerzos principales y esfuerzos alternantes calculados para la simulación de virola sin soldadura bajo la acción de cargas térmicas (puntos fríos).

Gradiente °F/pulg	Esfuerzos principales (ksi)			Salt (ksi)	Temperatura máxima °F	Factor de corrección por temperatura	Salt-mod (ksi)
	S1	S2	S3				
8	18,8	- 0,659	18,6	9,7295	500	1,043	10,1478685
12	8,43	- 21,1	1,48	14,765	450	1,021	15,075065
16	11,3	- 28,1	2	19,7	400	1,021	20,1137
20	13,6	- 34,2	2,45	23,9	300	1,021	24,4019
36	20,6	- 53,5	3,83	37,05	200	1	37,05

Tabla 31. Esfuerzos principales y esfuerzos alternantes calculados para la simulación de virola sin soldadura bajo la acción de cargas térmicas (puntos fríos) y presión interna.

Gradiente °F/pulg	Esfuerzos principales (ksi)			Salt (ksi)	Temperatura máxima °F	Factor de corrección por temperatura	Salt-mod (ksi)
	S1	S2	S3				
8	18,9	- 14,6	0,994	16,75	500	1,0386	17,39655
12	21,8	- 21,3	1,49	21,55	450	1,021	22,00255
16	24,7	- 28,4	2,02	26,55	400	1,021	27,10755
20	27,1	- 34,6	2,47	30,85	300	1,021	31,49785
36	34,2	- 54,1	3,86	44,15	200	1	44,15

Tabla 32. Vida a fatiga del modelo de virola sin soldadura bajo la acción de cargas térmicas (puntos calientes).

Gradiente °F/pulg	Vida de fatiga ASME N° ciclos	Esfuerzo long. Máximo (ksi)	Esfuerzo tang. Máximo (ksi)	Vida de fatiga (ensayo) N° ciclos
8	infinita	13,4	6,19	infinita
12	2,00E+05	19,9	8,84	infinita
16	1,00E+05	26,7	11,8	2,00E+04
20	4,00E+04	32,9	14,4	3,00E+03
36	2,00E+04	51	22,9	8,00E+02

Tabla 33. Vida a fatiga del modelo de virola sin soldadura bajo la acción de cargar térmicas (puntos calientes) y presión interna.

Gradiente °F/pulg	Vida de fatiga ASME N° ciclos	Esfuerzo long. Máximo (ksi)	Esfuerzo tang. Máximo (ksi)	Vida de fatiga (ensayo) N° ciclos
8	infinita	2,66	22,6	infinita
12	infinita	0,889	23,6	infinita
16	2,00E+05	27,4	1,4	infinita
20	1,20E+05	33,3	1,27	1,00E+06
36	2,00E+04	51,5	9,87	1,50E+03

Tabla 34. Vida a fatiga del modelo de virola sin soldadura bajo la acción de cargar térmicas (puntos fríos).

Gradiente °F/in	Vida de fatiga ASME N° ciclos	Esfuerzo long. Máximo (ksi)	Esfuerzo tang. Máximo (ksi)	Vida de fatiga (ensayo) N° ciclos
8	infinita	18,8	18,6	infinita
12	2,00E+05	21,1	8,43	infinita
16	1,10E+05	28,1	11,3	1,60E+04
20	2,00E+04	34,2	13,6	4,00E+03
36	1,10E+04	53,5	20,6	1,00E+03

Tabla 35. Vida a fatiga del modelo de virola sin soldadura bajo la acción de cargas térmicas (puntos fríos) y presión interna.

Gradiente °F/in	Vida de fatiga ASME N° ciclos	Esfuerzo long. Máximo (ksi)	Esfuerzo tang. Máximo (ksi)	Vida de fatiga (ensayo) N° ciclos
8	1,20E+05	14,6	18,9	infinita
12	5,00E+04	21,3	21,8	6,00E+03
16	3,00E+04	28,4	24,7	2,50E+03
20	1,80E+04	34,6	27,1	1,50E+03
36	6,00E+03	54,1	34,2	4,00E+02

En ambos casos la disminución de la vida a fatiga ocurre de forma exponencial y de manera violenta, como se puede ver en las Figuras 53 y 54. En ambos casos, la disminución de la vida a fatiga fue más severa cuando se considera puntos fríos.

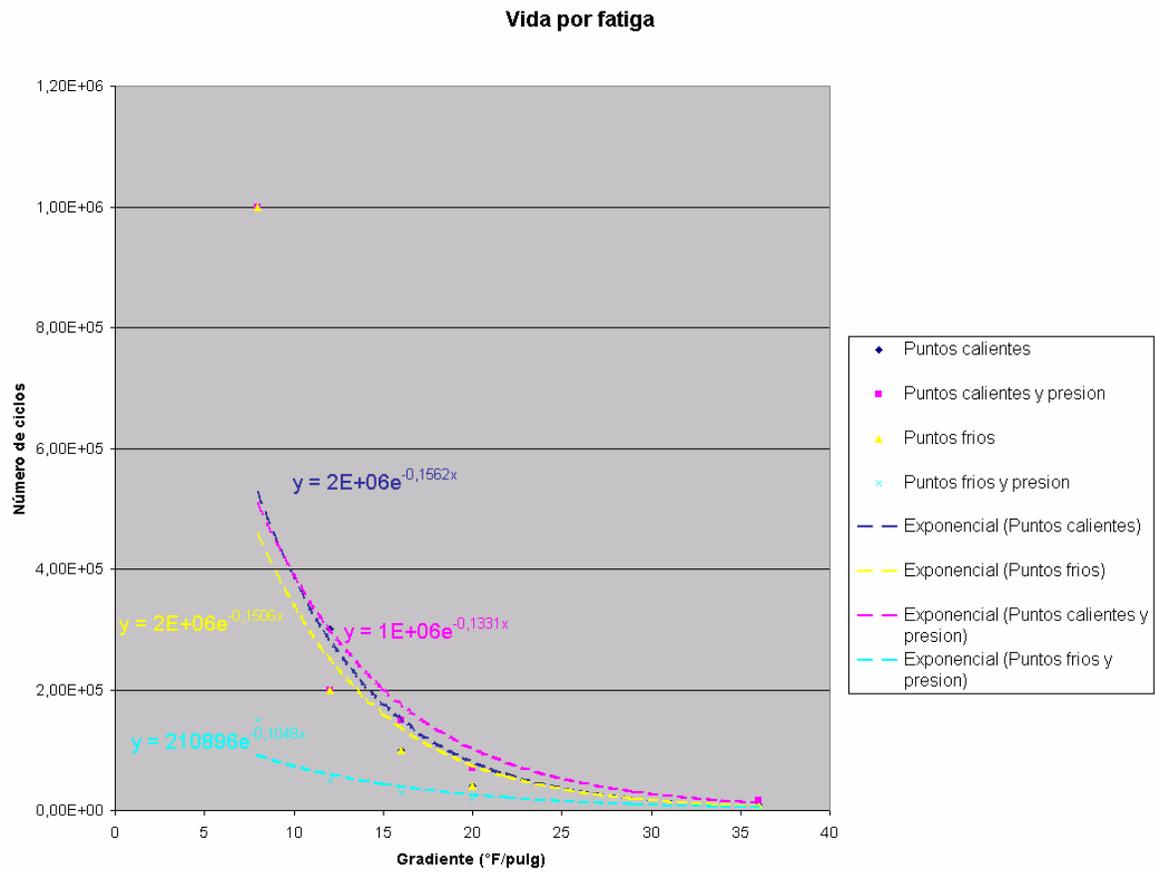


Figura 53. Disminución de la vida a fatiga en función del gradiente aplicado en virola con soldadura.

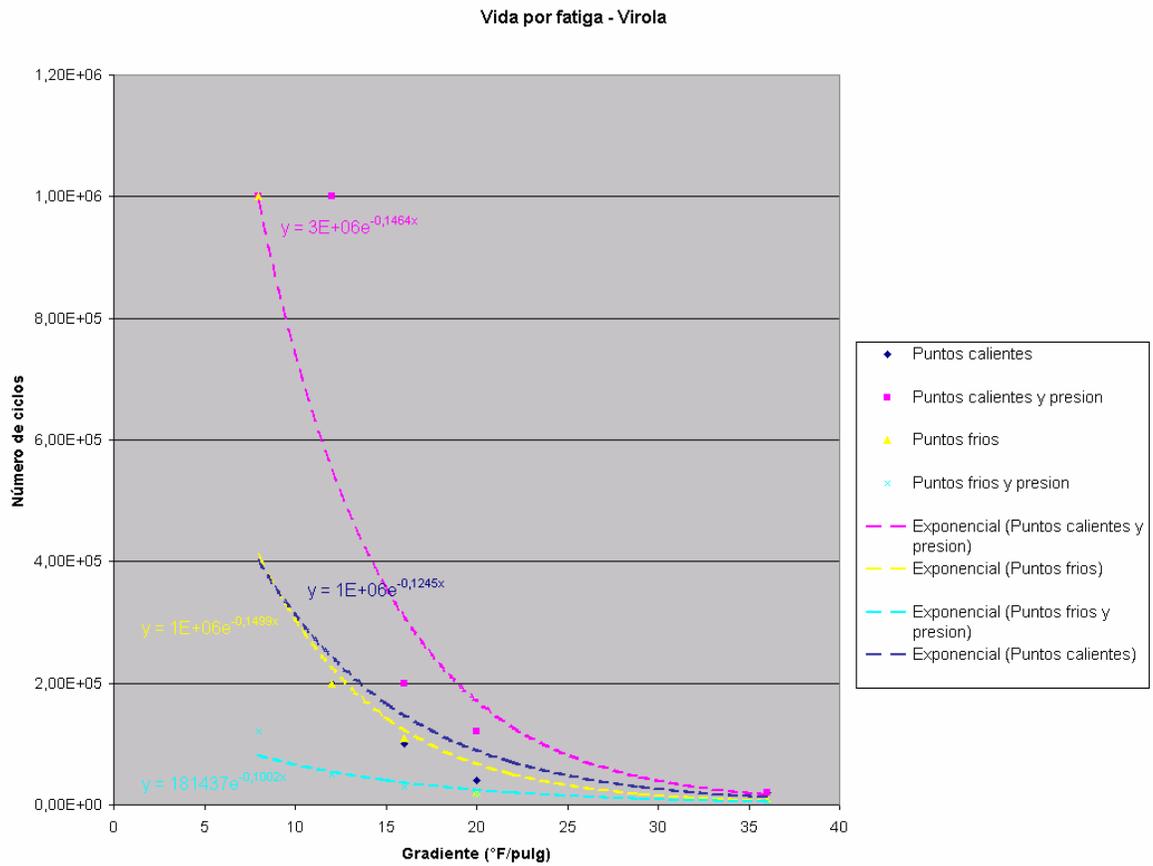


Figura 54. Disminución de la vida a fatiga en función del gradiente aplicado en virola.

Para el modelo del recipiente bajo el efecto del coke crushing o aplastamiento del coque se realizó el mismo procedimiento para calcular la vida a fatiga. En este caso el esfuerzo máximo ocurre en el nodo 70221 ubicado en la sección interna de la unión soldada faldón-recipiente, muy cercana a la zona donde se reportan los agrietamientos de la soldadura, como se muestra en la Figura 55. Las componentes de esfuerzos utilizadas para realizar los cálculos fueron las siguientes:

Tabla 36. Componentes de esfuerzos generados por el efecto del aplastamiento del coque.

Nodo	Von Mises (ksi)	Componentes de esfuerzo (ksi)			
		Radial	Longitudinal	Tangencial	Radial – longitudinal
70221	147	0,718	- 128	22,3	-22,4

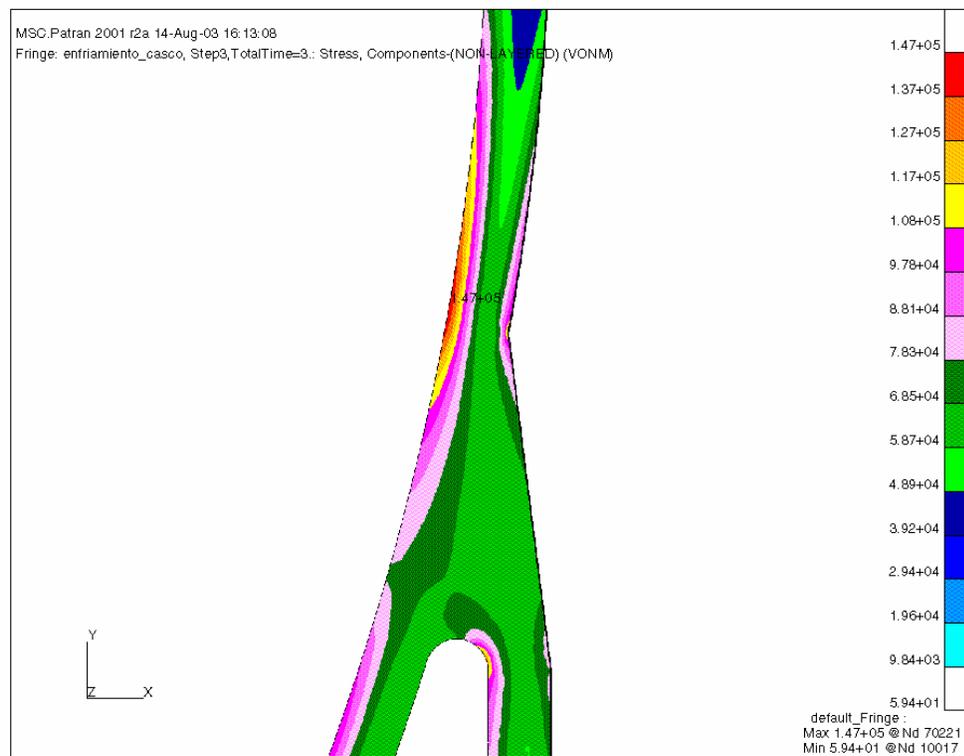


Figura 55. Esfuerzo de Von Mises para la sección faldón-recipiente bajo efecto del aplastamiento del coque (material lineal) [psi].

Los resultados del análisis de fatiga fueron los siguientes:

Tabla 37. Vida a fatiga de la unión faldón recipiente.

Vida a fatiga según ASME	Vida a fatiga (curvas de ensayo)
1000 ciclos	50 ciclos

CONCLUSIONES

- Los esfuerzos generados en la pared del recipiente pueden superar el límite de fluencia del material y generar deformaciones permanentes, estas deformaciones, además de las características cíclicas de la carga, contribuyen de manera importante a la reducción de la vida útil del recipiente.
- Los esfuerzos producidos por la resistencia a ser encogido que ofrece el coque más los esfuerzos térmicos causados por el enfriamiento desigual de las paredes del recipiente, constituyen los principales mecanismos de carga que acortan la vida útil de los recipientes de coquización retardada.
- El ciclo térmico es la principal causa de abombamientos y eventuales agrietamientos en este tipo de recipientes.
- Los puntos fríos y calientes se perfilan como la principal causa de abombamientos localizados que afectan las paredes de los recipientes de coquización retardada.
- Los puntos fríos y calientes reducen en forma exponencial la vida a fatiga de los tambores de coque, siendo los puntos fríos los que los afectan más severamente.
- Una de las principales causas de agrietamientos circunferenciales es la acumulación de deformación plástica a la que están sometidas las paredes del recipiente.
- Los esfuerzos máximos encontrados en la virola sin soldadura bajo el efecto de cargas térmicas (puntos fríos y calientes), son linealmente proporcionales al gradiente térmico aplicado.
- Los esfuerzos máximos encontrados en la virola con soldadura bajo el efecto de cargas térmicas (puntos fríos y calientes), aumentan en forma logarítmica en función del gradiente aplicado.

- La metodología presentada por la ASME para el cálculo de vida a fatiga generó resultados de tiempo de vida mucho más altos a los que se obtuvieron mediante el uso de curvas desarrolladas a partir de ensayos.

RECOMENDACIONES

- A medida que la rata de enfriamiento es menor la generación de abombamientos y agrietamientos del tambor aumenta por lo que se recomienda aumentar los tiempos de duración del enfriamiento buscando un equilibrio entre lo que es producción y gastos por reparación.
- Una forma de evitar la canalización de agua de enfriamiento en los tambores pudiera ser el inyectar el refrigerante, al comienzo del proceso de enfriamiento, a alta presión, tratando de abrir un canal por el medio de la columna de coque y disminuyendo en algún grado los choque térmicos y altos gradientes de temperatura en la pared del recipiente.
- La mejor forma de evaluar la vida a fatiga en estos equipos es aplicando la teoría de daño acumulado, tomando en cuenta la distribución transitoria de esfuerzos presente en las secciones críticas del recipiente. La metodología presentada en el código ASME, Sección VIII, genera resultados que están muy alejados de los datos de reales.
- Se recomienda realizar un estudio de integridad mecánica involucrando todo el ciclo de operación de los tambores, debido a que para el cálculo de vida por fatiga no solo se deben considerar casos de cargas extremas si no también la fatiga por acumulación de daño.
- Se recomienda realizar un estudio donde se estudien diferentes alternativas para un rediseño de la unión falda-cilindro.

BIBLIOGRAFÍA

- Shigley, J. Y Mitchell, L.(1983). Diseño en ingeniería mecánica. México: McGraw Hill.
- Moss, D. (1987). Pressure vessels design manual. United State: Gulf Publishing Company.
- Weil, N. (1980). Experience with vessels of delayed-coking units. Los Angeles: American Petroleum Institute.
- ASME (1983). Boiler and pressure vessel code, Sección VII, División 1 y 2.
- Ramos, A. (1996). Evaluación de fatiga térmica en recipientes de coquización retardada. Venezuela: Intevep S.A..
- HIBBIT, KARLSSON & SORENSEN, Inc. Abaqus/Standard User's manual. Volumen I, II y III.
- Pieper, C., Shockley, L. Y Stewart C. (1999). Coke drum design – Longer life through innovation. United States: Chicago Bridge & Iron Company.
- Antalffy, L., Malek, D., Pfeifer, J., Stewart, C., Grimsley, B., Shockley, R. Innovations in delayed coking coke drum design.
- Antalffy, L., Baxter, J., Bardia, K., Malek, D., Taagepera, J. Analyses of alternate skirt attachments to coke drum.
- Ramos, A., Rios, C., Vargas, J., Tahara, T., Hasegawa, T. (1987). Mechanical integrity evaluation of delayed coke drum.
- Livingston, B., Saunders, K. (1998). Coke drum failure prediction evaluatiopn using probabilistic techniques.
- Penso, J.,Lattarulo, Y., Seijas, A., Torres, J., Howden, D., Tsai, C. (1999). Understanding failure mechanisms to improve reliability of coke drums.

- The Japan Steel Works, LTD. Thermal stress analysis report of delayed coke drum.

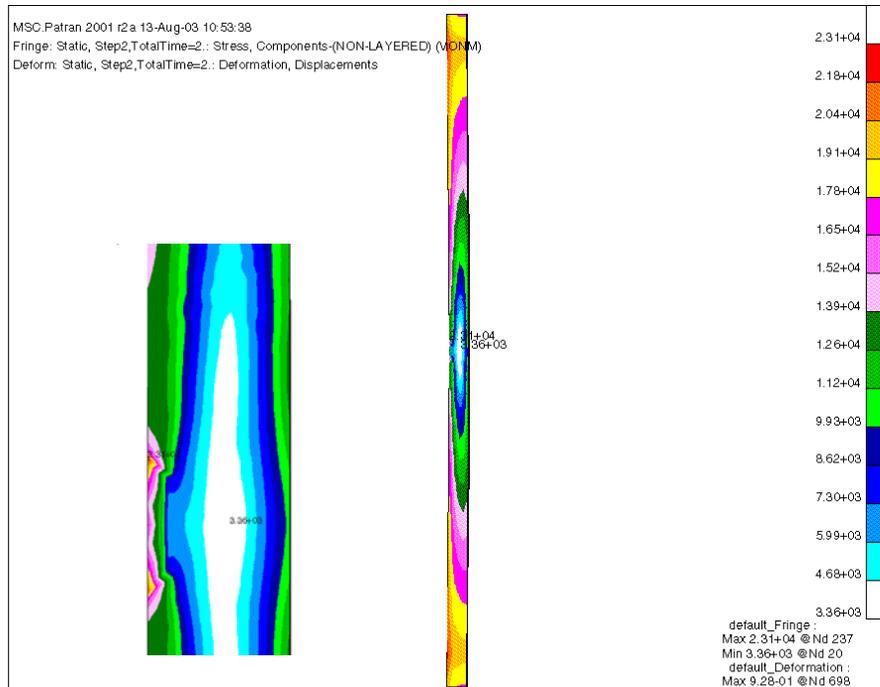
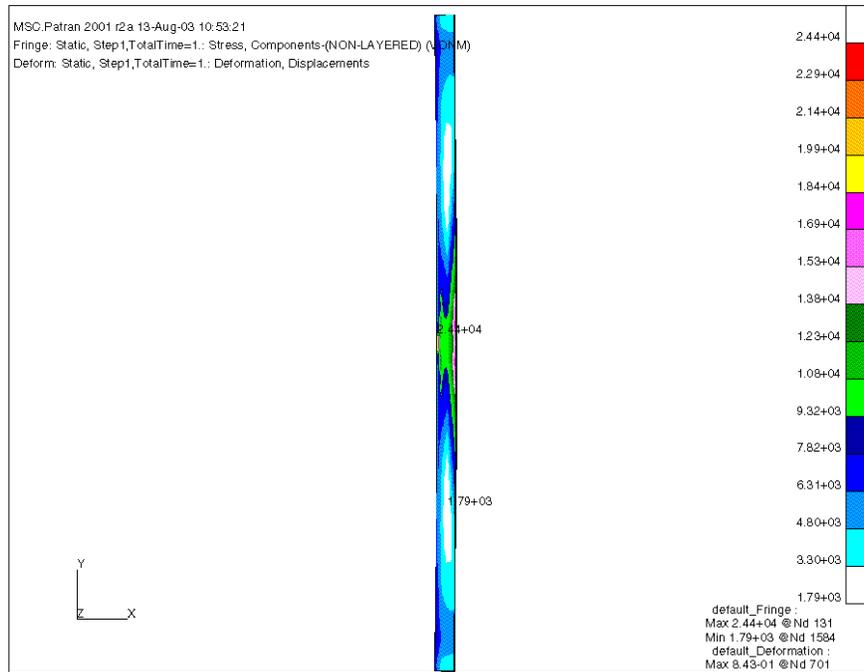
APÉNDICE

Apéndice A1. Distribución de esfuerzos en punto caliente sobre virola con soldadura bajo un gradiente de 8°F/pulg, sin presión interna y con presión interna [psi].	128
Apéndice A2. Esfuerzos longitudinales en punto caliente sobre virola con soldadura bajo un gradiente de 8°F/pulg, sin presión interna y con presión interna [psi].	129
Apéndice B1. Distribución de esfuerzos en punto caliente sobre virola con soldadura bajo un gradiente de 12°F/pulg, sin presión interna y con presión interna [psi].	130
Apéndice B2. Esfuerzos longitudinales en punto caliente sobre virola con soldadura bajo un gradiente de 12°F/pulg, sin presión interna y con presión interna [psi].	131
Apéndice C1. Distribución de esfuerzos en punto caliente sobre virola con soldadura bajo un gradiente de 16°F/pulg, sin presión interna y con presión interna [psi].	132
Apéndice C2. Esfuerzos longitudinales en punto caliente sobre virola con soldadura bajo un gradiente de 16°F/pulg, sin presión interna y con presión interna [psi].	133
Apéndice D1. Distribución de esfuerzos en punto caliente sobre virola con soldadura bajo un gradiente de 20°F/pulg, sin presión interna y con presión interna [psi].	134
Apéndice D2. Esfuerzos longitudinales en punto caliente sobre virola con soldadura bajo un gradiente de 20°F/pulg, sin presión interna y con presión interna [psi].	135
Apéndice E1. Distribución de esfuerzos en punto caliente sobre virola con soldadura bajo un gradiente de 36°F/pulg, sin presión interna y con presión interna [psi].	136
Apéndice E2. Esfuerzos longitudinales en punto caliente sobre virola con soldadura bajo un gradiente de 36°F/pulg, sin presión interna y con presión interna [psi].	137
Apéndice F1. Distribución de esfuerzos en punto frío sobre virola con soldadura bajo un gradiente de 8°F/pulg, sin presión interna y con presión interna [psi]. 138
Apéndice F2. Esfuerzos longitudinales en punto frío sobre virola con soldadura bajo un gradiente de 8°F/pulg, sin presión interna y con presión interna [psi]. 139
Apéndice G1. Distribución de esfuerzos en punto frío sobre virola con soldadura bajo un gradiente de 12°F/pulg, sin presión interna y con presión interna [psi]. 140
Apéndice G2. Esfuerzos longitudinales en punto frío sobre virola con soldadura bajo un gradiente de 12°F/pulg, sin presión interna y con presión interna [psi]. 141

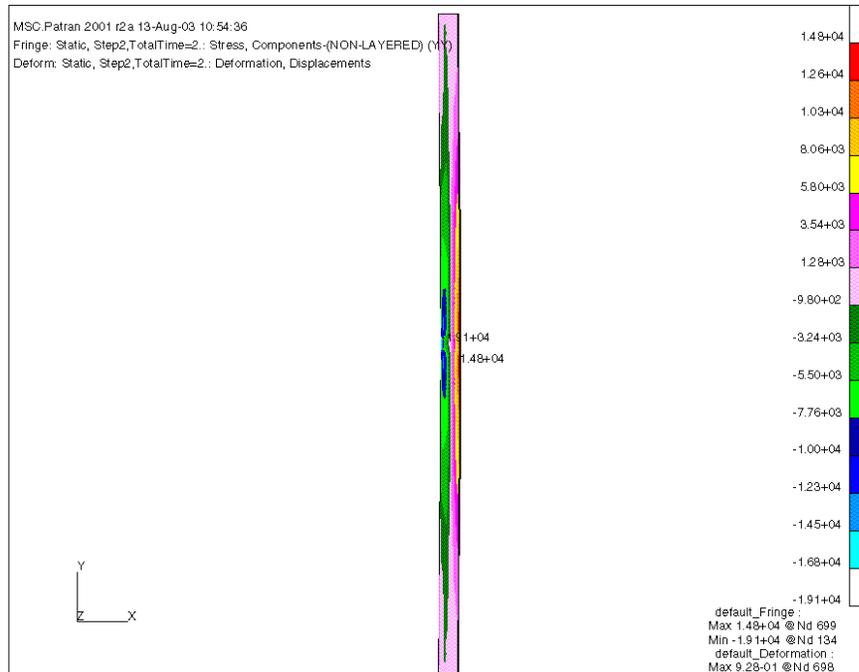
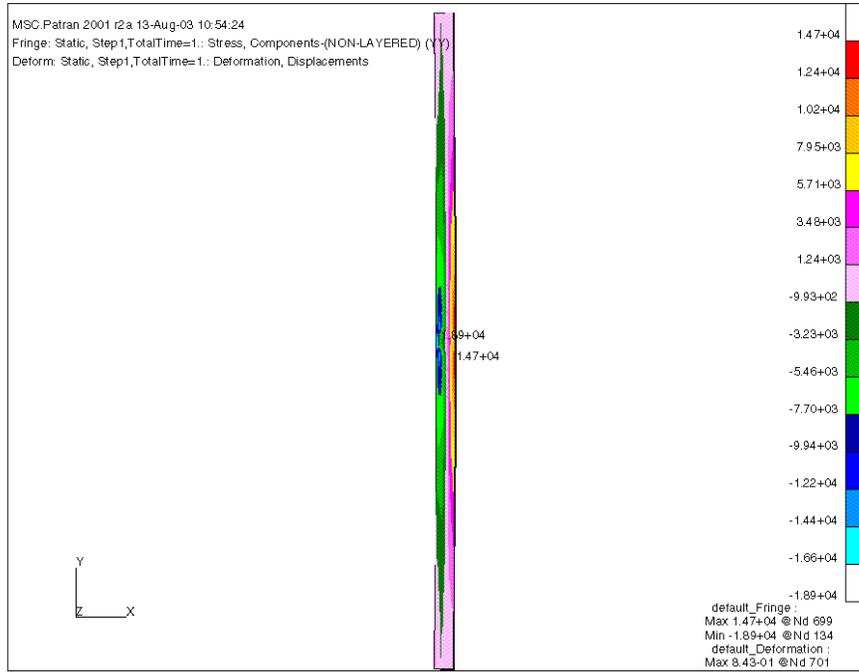
Apéndice H1. Distribución de esfuerzos en punto frío sobre virola con soldadura bajo un gradiente de 16°F/pulg, sin presión interna y con presión interna [psi].	142
Apéndice H2. Esfuerzos longitudinales en punto frío sobre virola con soldadura bajo un gradiente de 16°F/pulg, sin presión interna y con presión interna [psi].	143
Apéndice I1. Distribución de esfuerzos en punto frío sobre virola con soldadura bajo un gradiente de 20°F/pulg, sin presión interna y con presión interna [psi].	145
Apéndice I2. Esfuerzos longitudinales en punto frío sobre virola con soldadura bajo un gradiente de 20°F/pulg, sin presión interna y con presión interna [psi].	146
Apéndice J1. Distribución de esfuerzos en punto frío sobre virola con soldadura bajo un gradiente de 36°F/pulg, sin presión interna y con presión interna [psi].	147
Apéndice J2. Esfuerzos longitudinales en punto frío sobre virola con soldadura bajo un gradiente de 36°F/pulg, sin presión interna y con presión interna [psi].	148
Apéndice K1. Distribución de esfuerzos en punto caliente sobre virola sin soldadura bajo un gradiente de 8°F/pulg, sin presión interna y con presión interna [psi].	149
Apéndice K2. Esfuerzos longitudinales en punto caliente sobre virola sin soldadura bajo un gradiente de 8°F/pulg, sin presión interna y con presión interna [psi].	150
Apéndice L1. Distribución de esfuerzos en punto caliente sobre virola sin soldadura bajo un gradiente de 12°F/pulg, sin presión interna y con presión interna [psi].	151
Apéndice L2. Esfuerzos longitudinales en punto caliente sobre virola sin soldadura bajo un gradiente de 12°F/pulg, sin presión interna y con presión interna [psi].	152
Apéndice M1. Distribución de esfuerzos en punto caliente sobre virola sin soldadura bajo un gradiente de 16°F/pulg, sin presión interna y con presión interna [psi].	153
Apéndice M2. Esfuerzos longitudinales en punto caliente sobre virola sin soldadura bajo un gradiente de 16°F/pulg, sin presión interna y con presión interna [psi].	154
Apéndice N1. Distribución de esfuerzos en punto caliente sobre virola sin soldadura bajo un gradiente de 20°F/pulg, sin presión interna y con presión interna [psi].	155
Apéndice N2. Esfuerzos longitudinales en punto caliente sobre virola sin soldadura bajo un gradiente de 20°F/pulg, sin presión interna y con presión interna [psi].	156
Apéndice O1. Distribución de esfuerzos en punto caliente sobre virola sin soldadura bajo un gradiente de 36°F/pulg, sin presión interna y con presión interna [psi].	157

Apéndice O2. Esfuerzos longitudinales en punto caliente sobre virola sin soldadura bajo un gradiente de 36°F/pulg, sin presión interna y con presión interna [psi].	158
Apéndice P1. Distribución de esfuerzos en punto frío sobre virola sin soldadura bajo un gradiente de 8°F/pulg, sin presión interna y con presión interna [psi].	159
Apéndice P2. Esfuerzos longitudinales en punto frío sobre virola sin soldadura bajo un gradiente de 8°F/pulg, sin presión interna y con presión interna [psi].	160
Apéndice Q1. Distribución de esfuerzos en punto frío sobre virola sin soldadura bajo un gradiente de 12°F/pulg, sin presión interna y con presión interna [psi].	161
Apéndice Q2. Esfuerzos longitudinales en punto frío sobre virola sin soldadura bajo un gradiente de 12°F/pulg, sin presión interna y con presión interna [psi].	162
Apéndice R1. Distribución de esfuerzos en punto frío sobre virola sin soldadura bajo un gradiente de 16°F/pulg, sin presión interna y con presión interna [psi].	163
Apéndice R2. Esfuerzos longitudinales en punto frío sobre virola sin soldadura bajo un gradiente de 16°F/pulg, sin presión interna y con presión interna [psi].	164
Apéndice S1. Distribución de esfuerzos en punto frío sobre virola sin soldadura bajo un gradiente de 20°F/pulg, sin presión interna y con presión interna [psi].	165
Apéndice S2. Esfuerzos longitudinales en punto frío sobre virola sin soldadura bajo un gradiente de 20°F/pulg, sin presión interna y con presión interna [psi].	166
Apéndice T1. Distribución de esfuerzos en punto frío sobre virola sin soldadura bajo un gradiente de 36°F/pulg, sin presión interna y con presión interna [psi].	167
Apéndice T2. Esfuerzos longitudinales en punto frío sobre virola sin soldadura bajo un gradiente de 36°F/pulg, sin presión interna y con presión interna [psi].	168
Apéndice U. Curvas de diseño a fatiga para aceros al carbono según ASME Sección VIII, Apéndice 5.....	169
Apéndice V. Categorías de esfuerzos en recipientes.	170
Apéndice W. Consideraciones generales utilizadas por el programa computacional de elementos finitos.	177
Apéndice X. Plano del recipiente de coquización retardada considerado para este estudio.	185

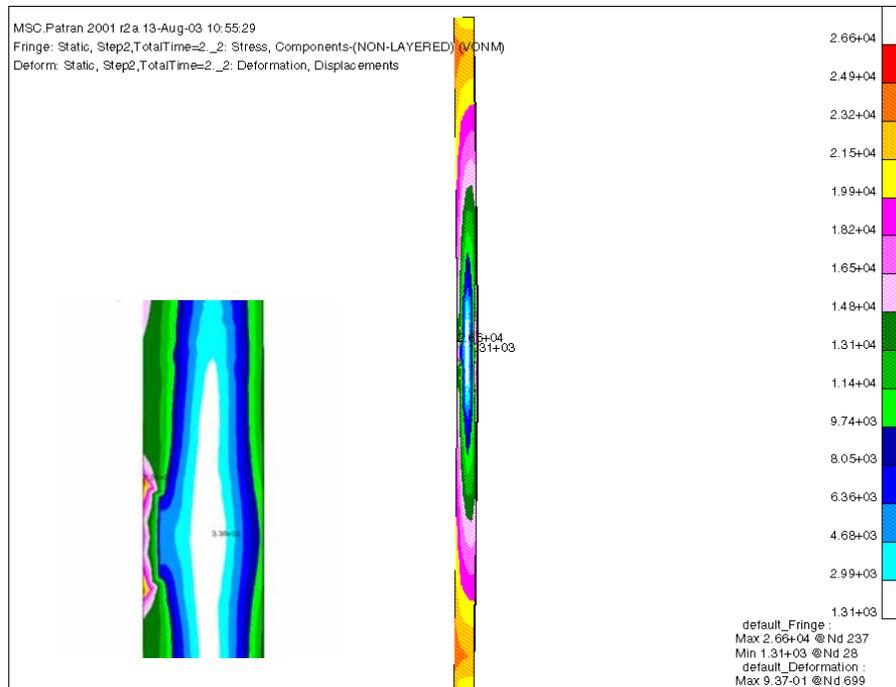
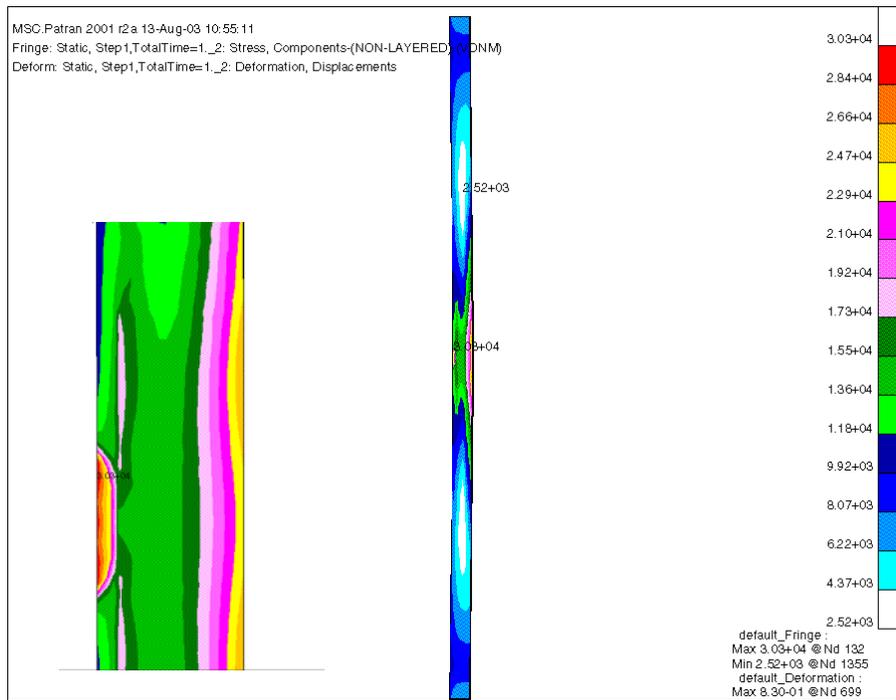
Apéndice A1. Distribución de esfuerzos en punto caliente sobre virola con soldadura bajo un gradiente de 8°F/pulg, sin presión interna y con presión interna [psi].



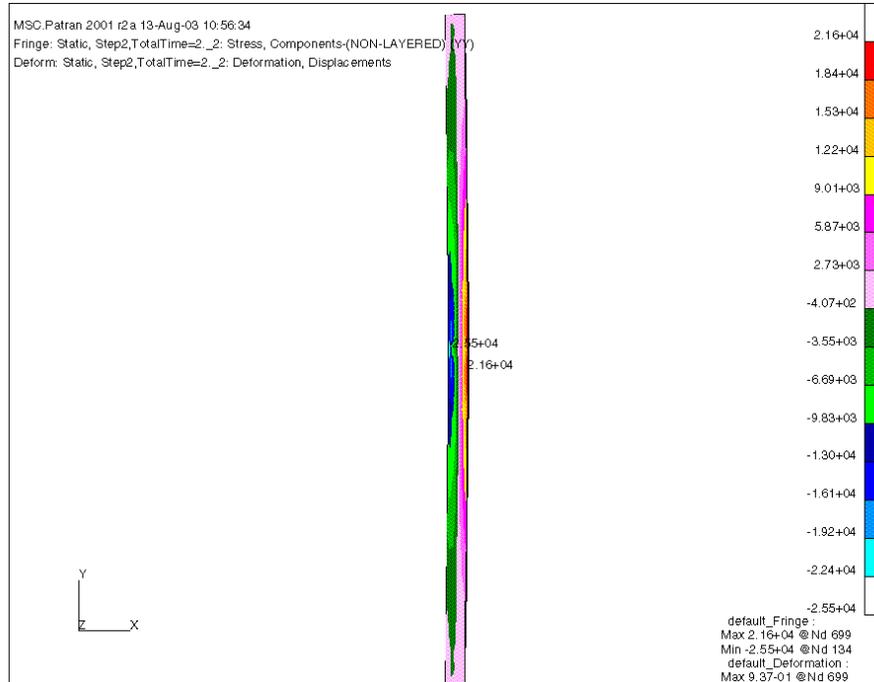
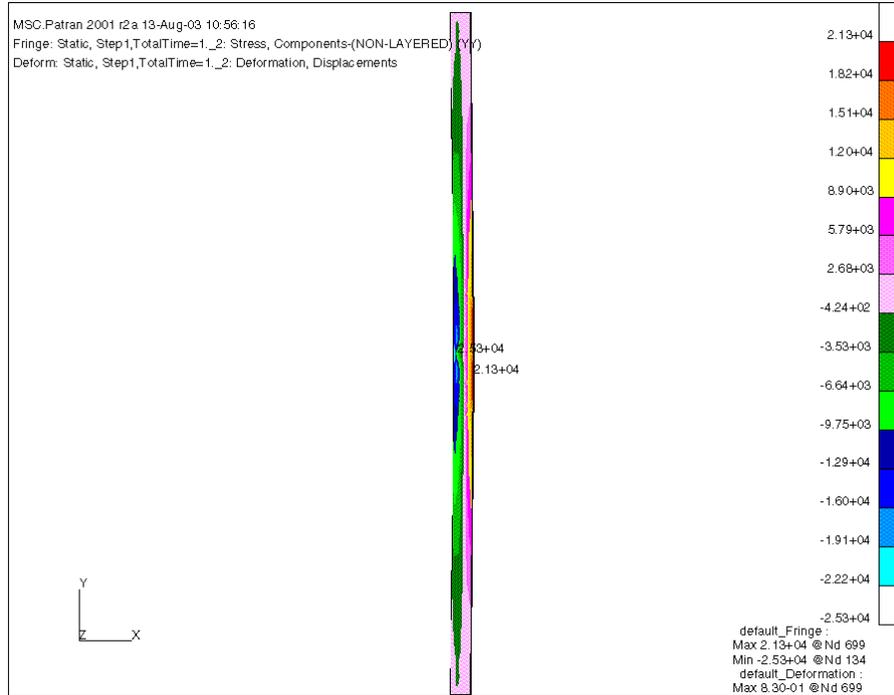
Apéndice A2. Esfuerzos longitudinales en punto caliente sobre virola con soldadura bajo un gradiente de 8°F/pulg, sin presión interna y con presión interna [psi].



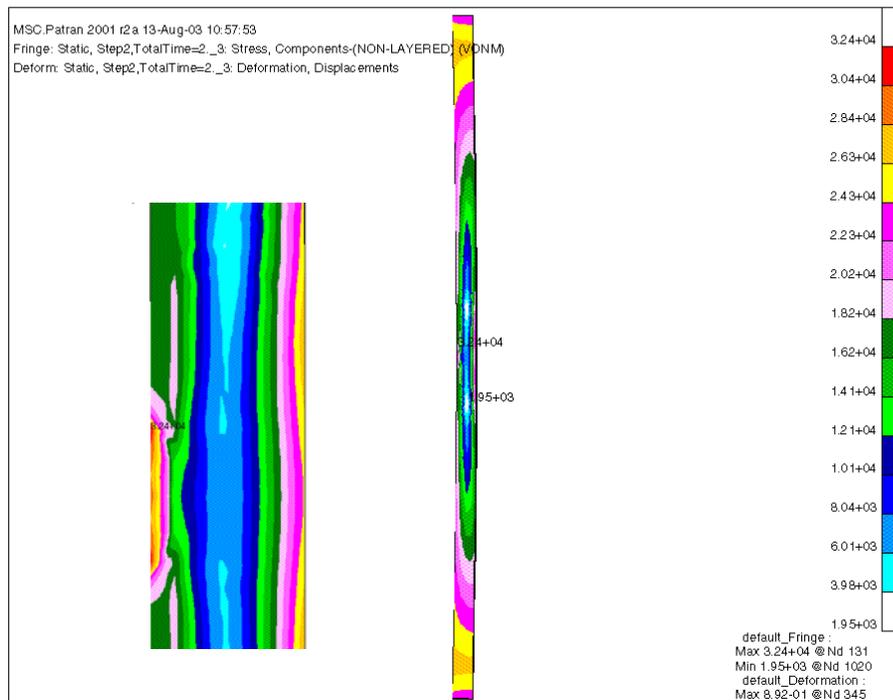
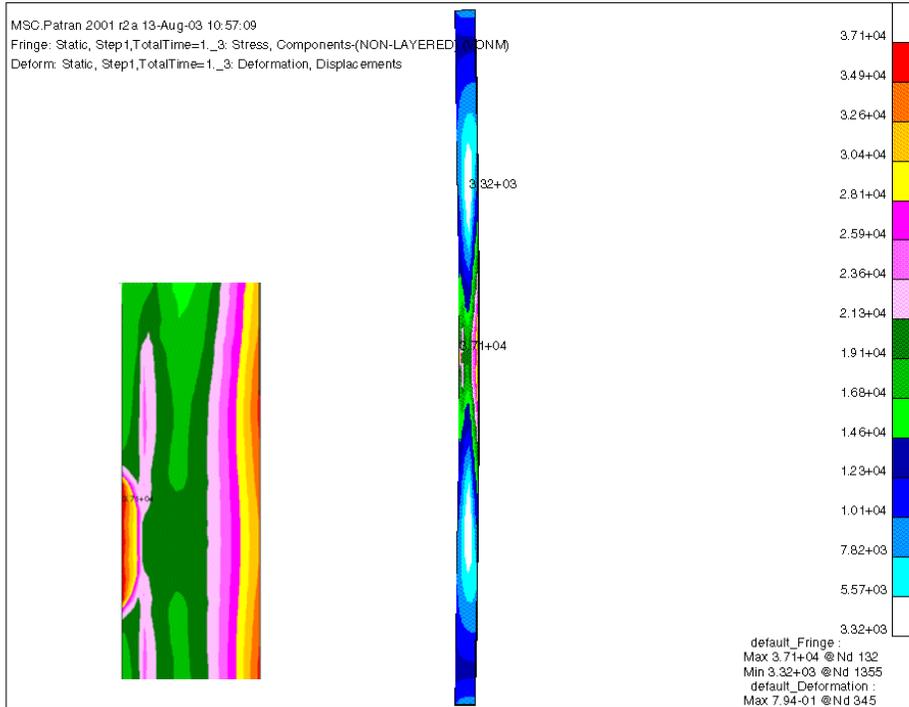
Apéndice B1. Distribución de esfuerzos en punto caliente sobre virola con soldadura bajo un gradiente de 12°F/pulg, sin presión interna y con presión interna [psi].



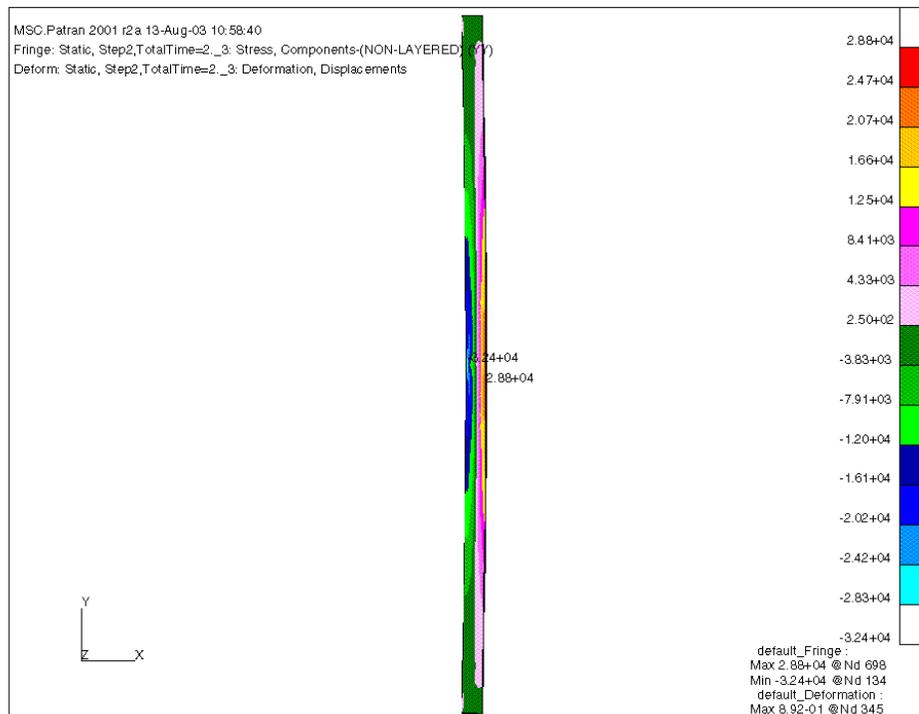
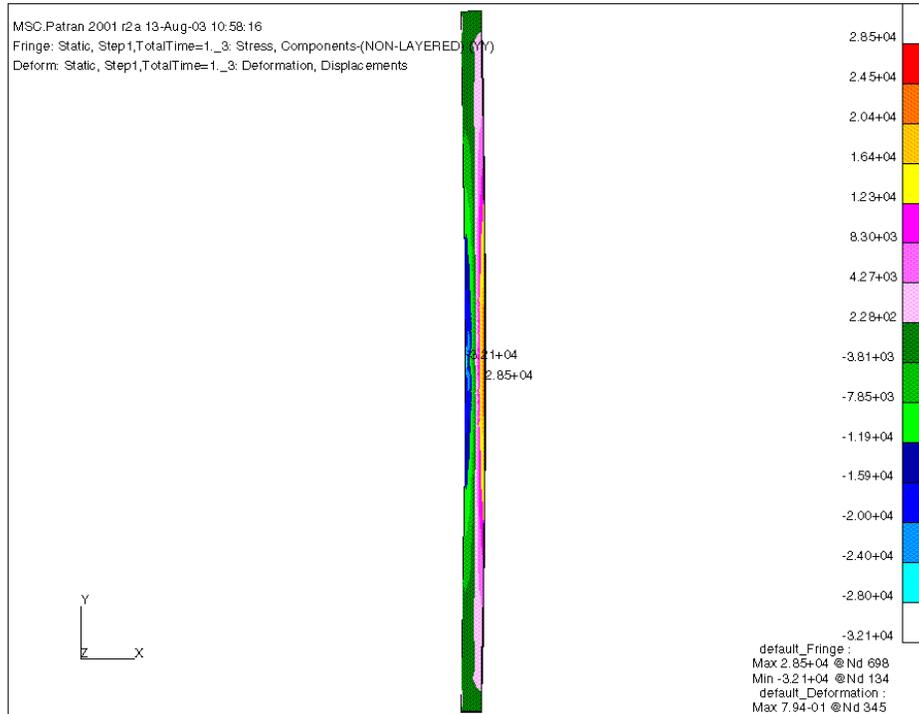
Apéndice B2. Esfuerzos longitudinales en punto caliente sobre virola con soldadura bajo un gradiente de 12°F/pulg, sin presión interna y con presión interna [psi].



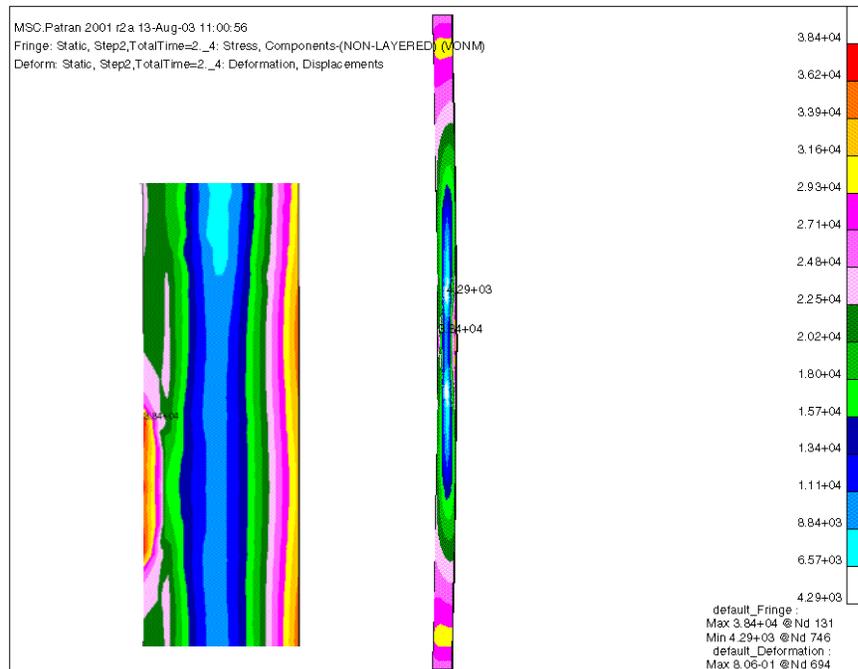
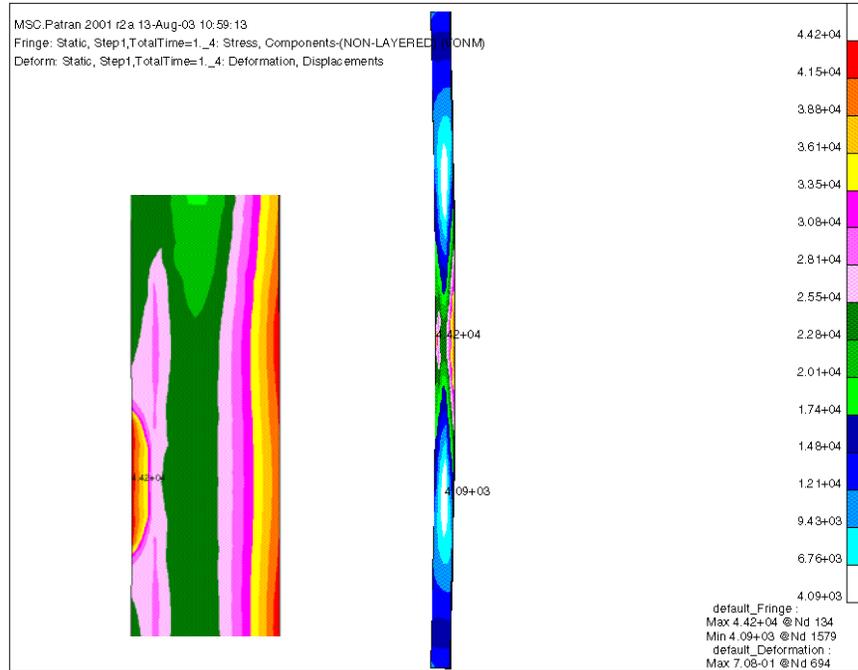
Apéndice C1. Distribución de esfuerzos en punto caliente sobre virola con soldadura bajo un gradiente de 16°F/pulg, sin presión interna y con presión interna [psi].



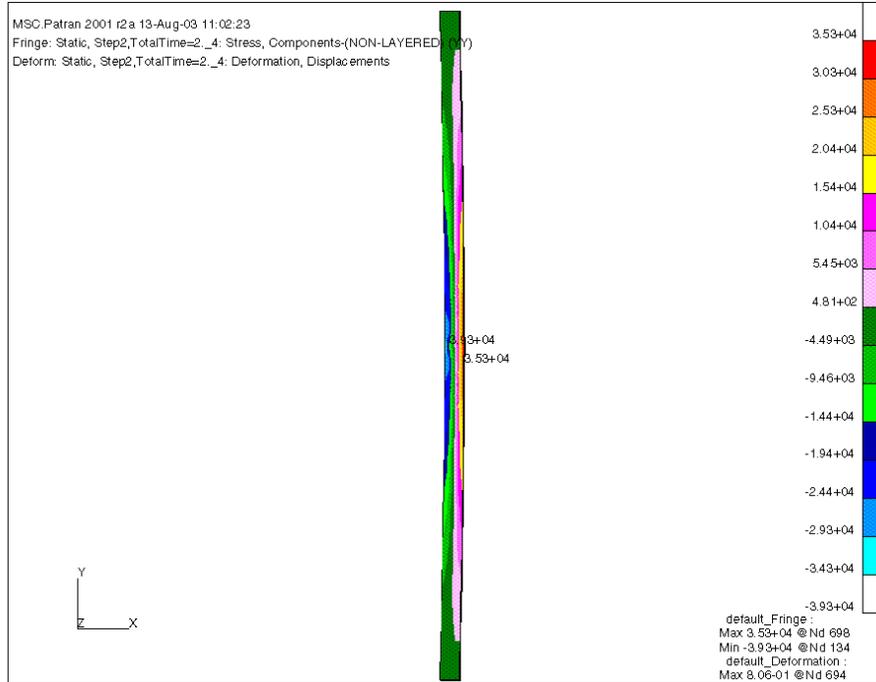
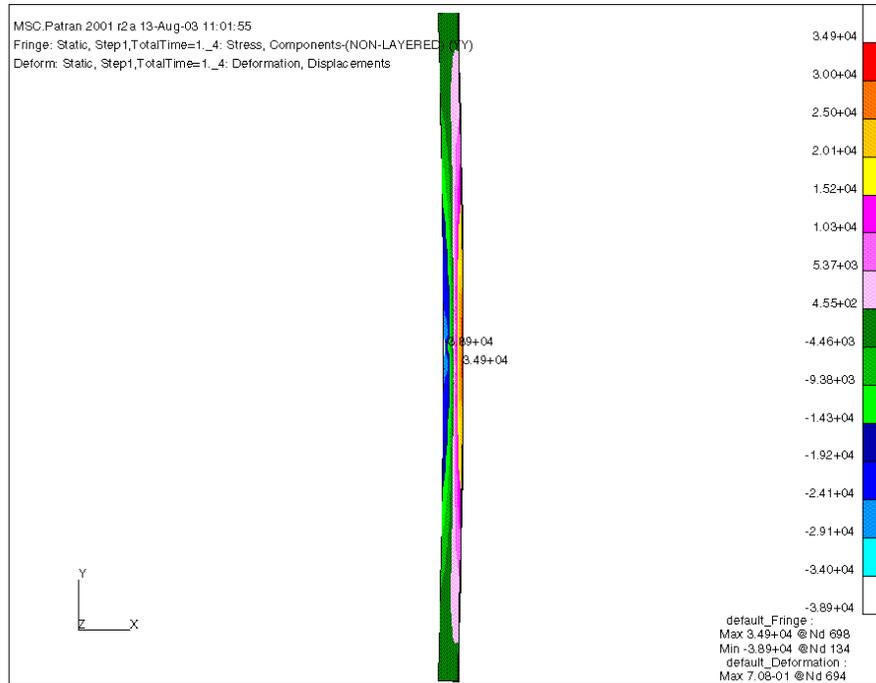
Apéndice C2. Esfuerzos longitudinales en punto caliente sobre virola con soldadura bajo un gradiente de 16°F/pulg, sin presión interna y con presión interna [psi].



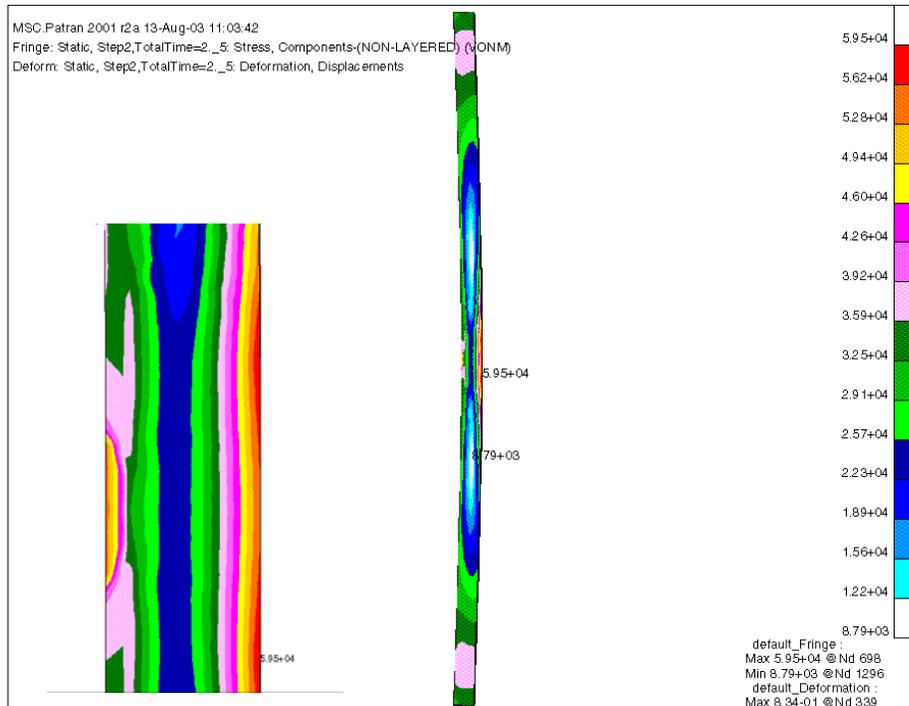
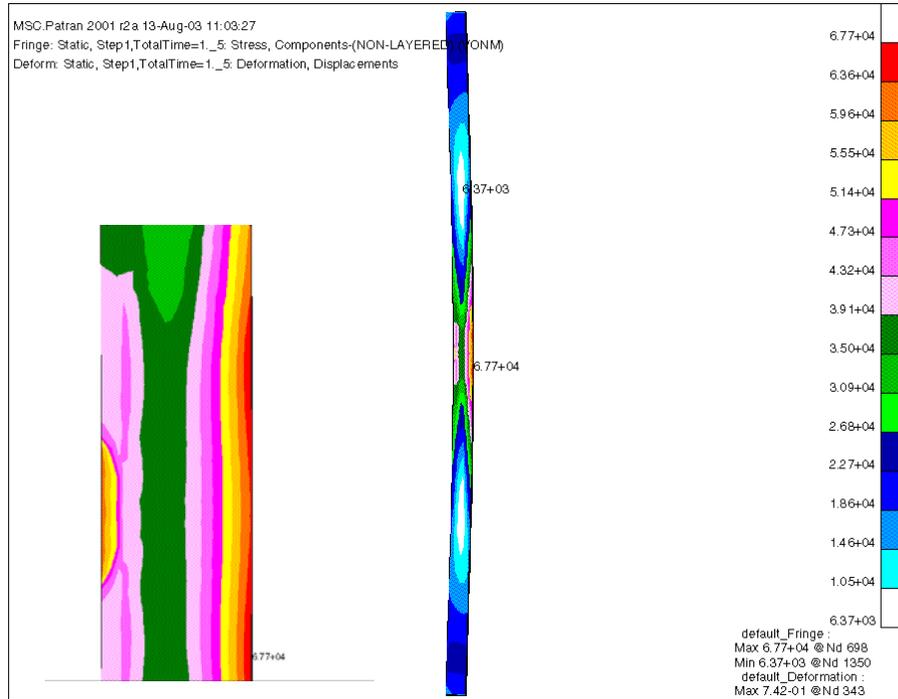
Apéndice D1. Distribución de esfuerzos en punto caliente sobre virola con soldadura bajo un gradiente de 20°F/pulg, sin presión interna y con presión interna [psi].



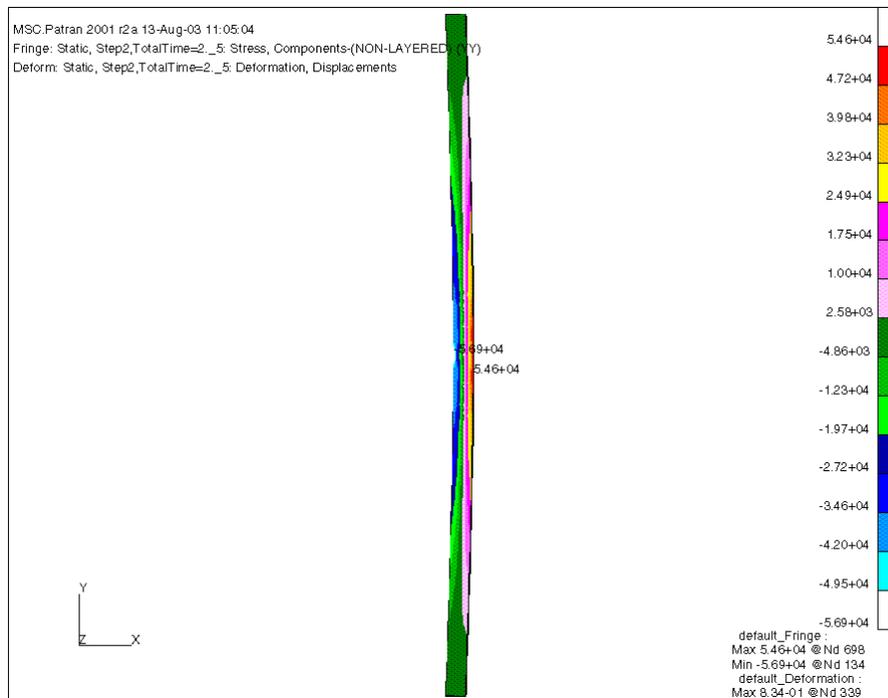
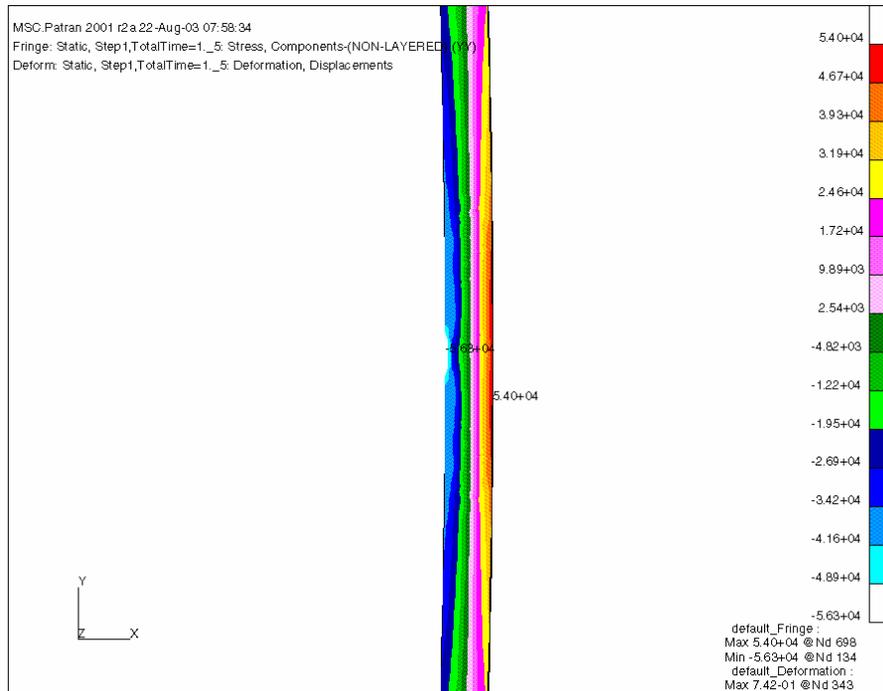
Apéndice D2. Esfuerzos longitudinales en punto caliente sobre virola con soldadura bajo un gradiente de 20°F/pulg, sin presión interna y con presión interna [psi].



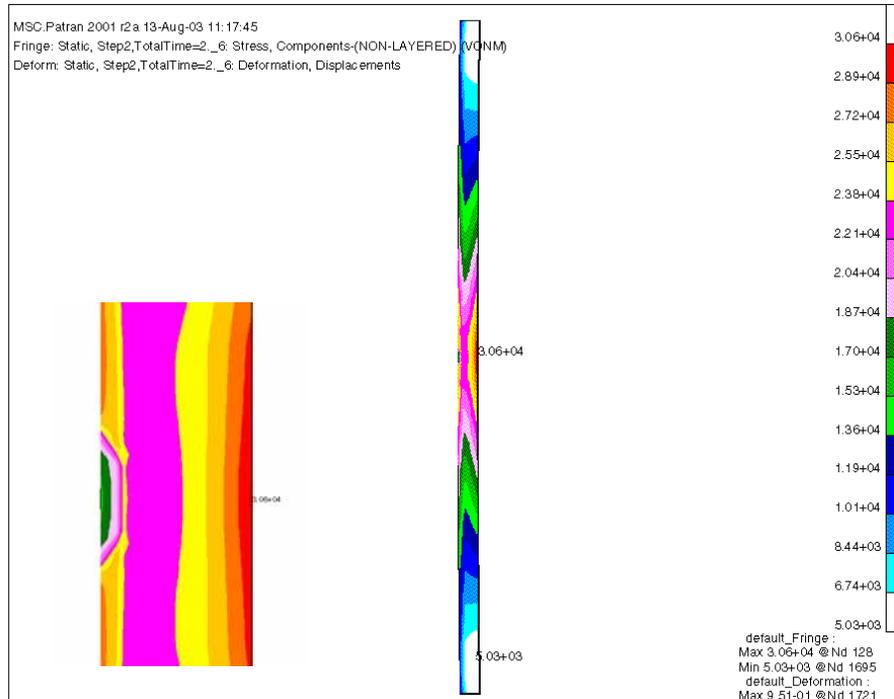
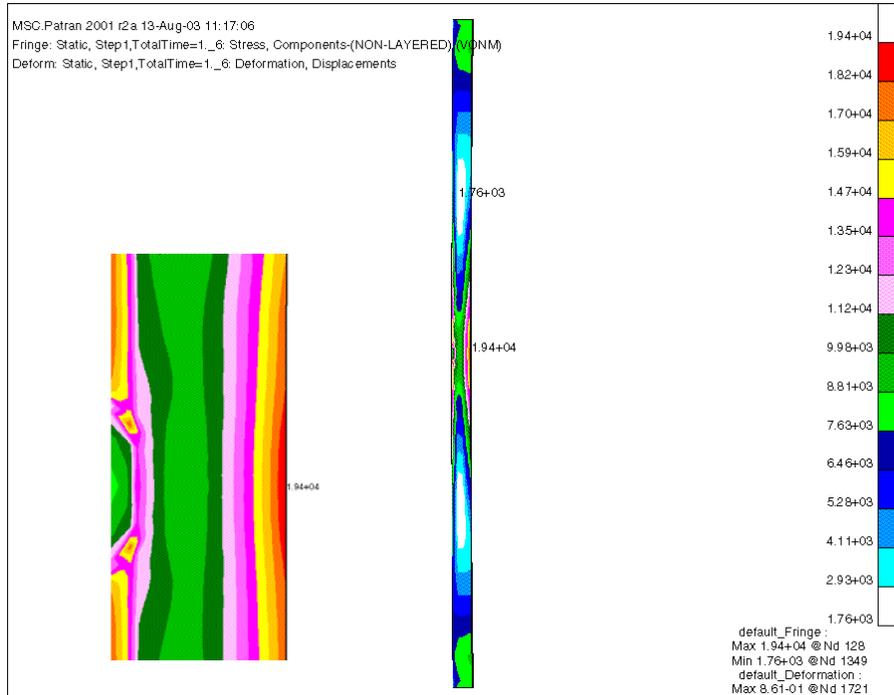
Apéndice E1. Distribución de esfuerzos en punto caliente sobre virola con soldadura bajo un gradiente de 36°F/pulg, sin presión interna y con presión interna [psi].



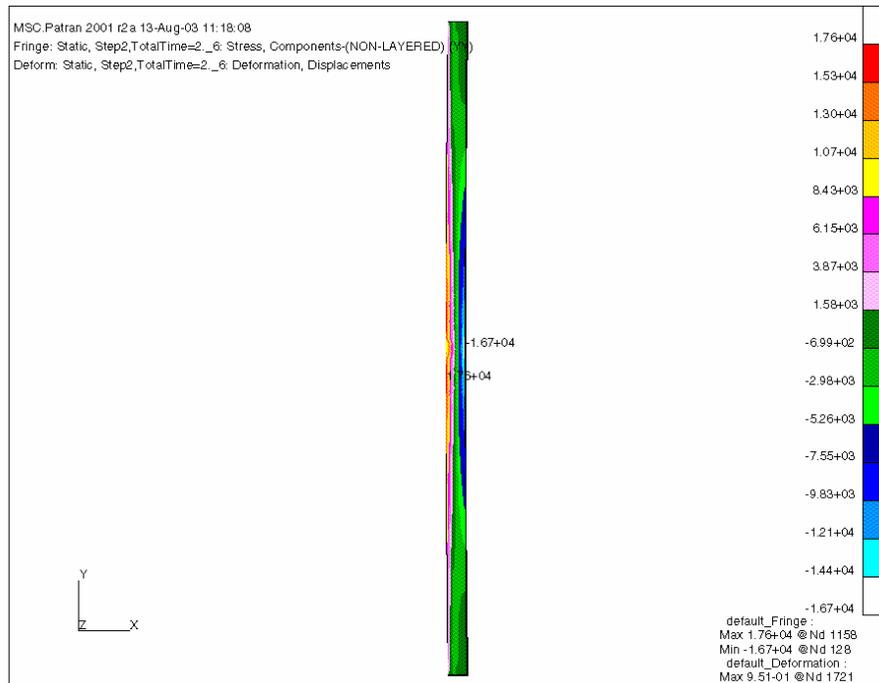
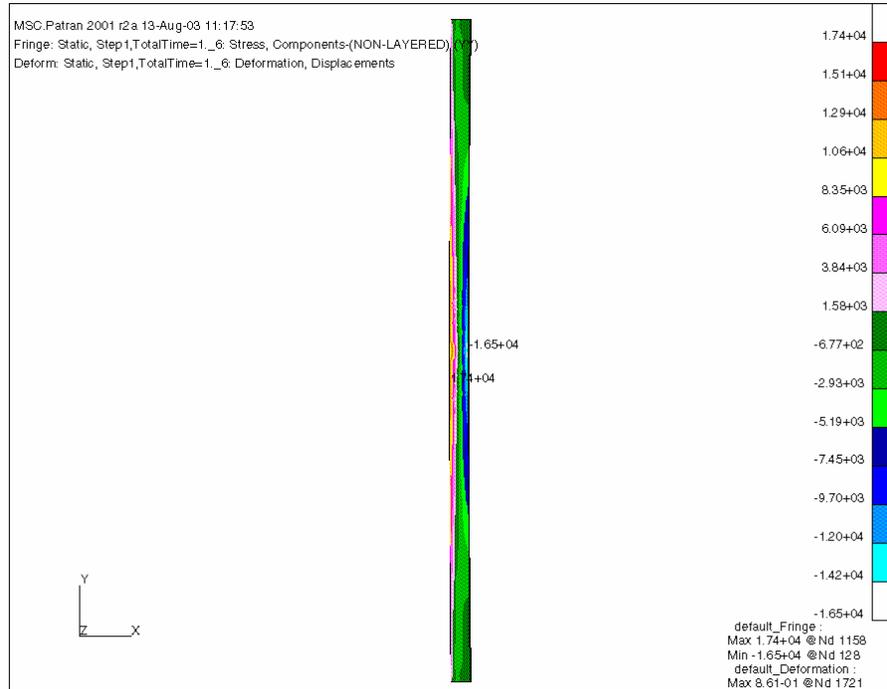
Apéndice E2. Esfuerzos longitudinales en punto caliente sobre virola con soldadura bajo un gradiente de 36°F/pulg, sin presión interna y con presión interna [psi].



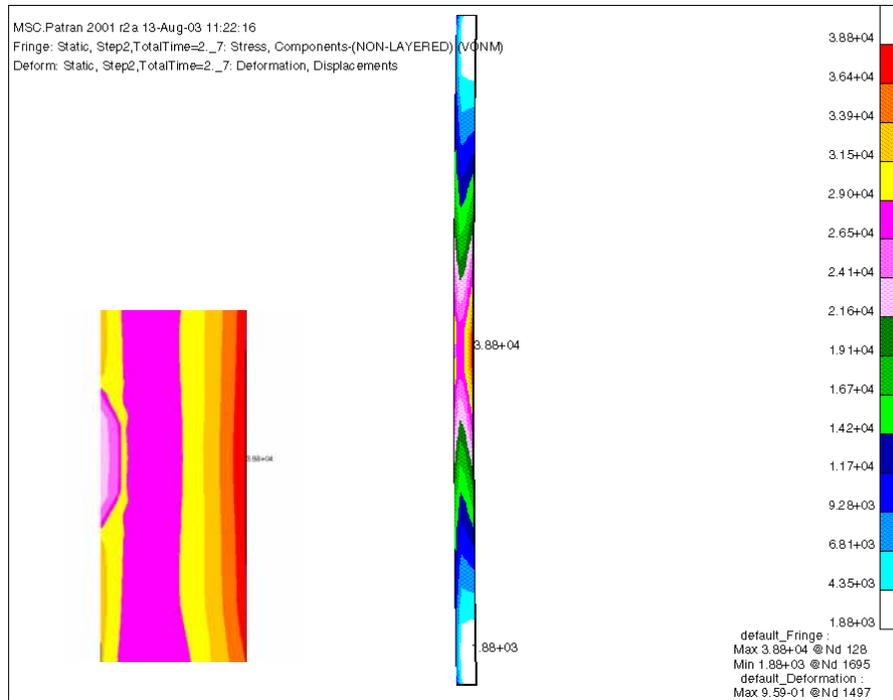
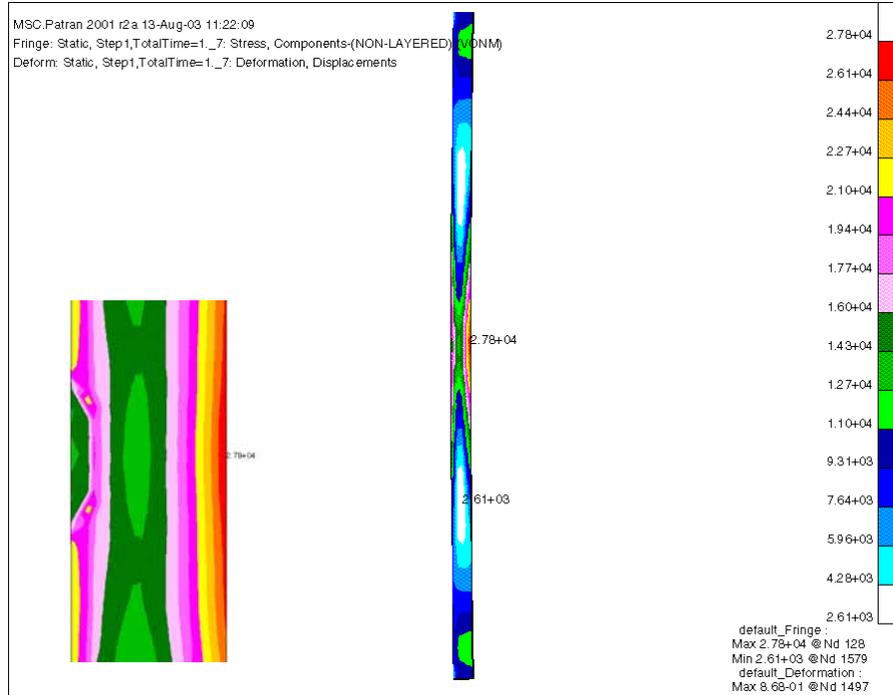
Apéndice F1. Distribución de esfuerzos en punto frío sobre virola con soldadura bajo un gradiente de 8°F/pulg, sin presión interna y con presión interna [psi].



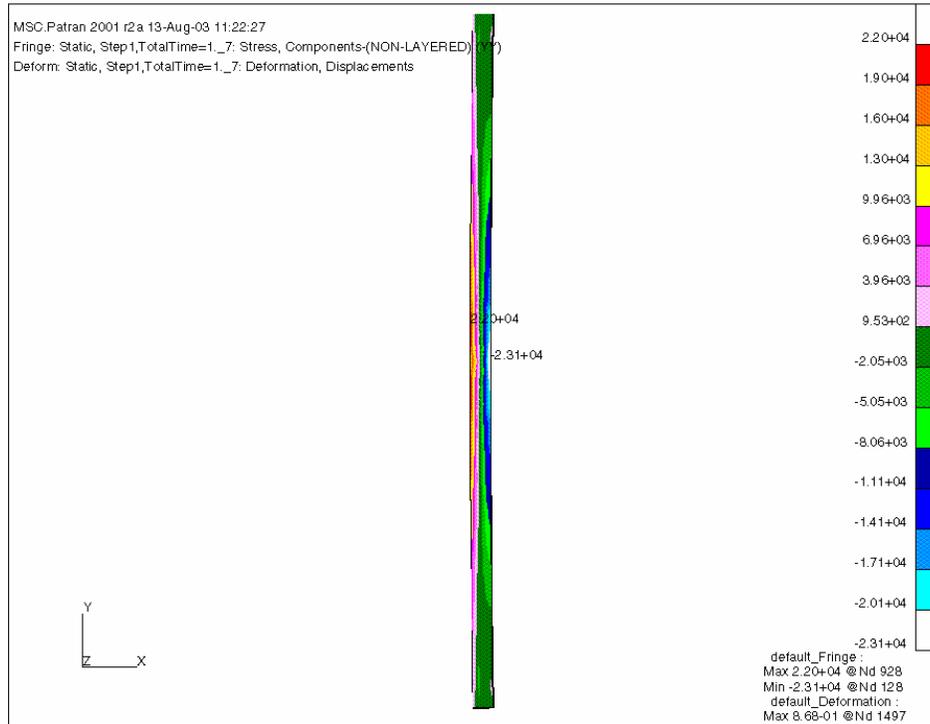
Apéndice F2. Esfuerzos longitudinales en punto frío sobre virola con soldadura bajo un gradiente de 8°F/pulg, sin presión interna y con presión interna [psi].

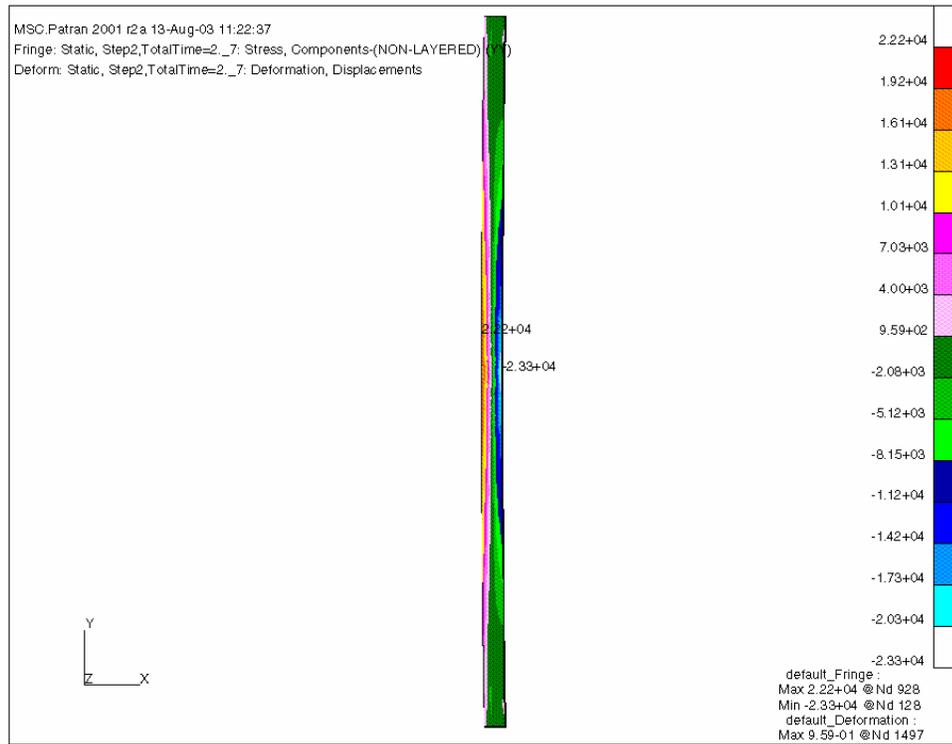


Apéndice G1. Distribución de esfuerzos en punto frío sobre virola con soldadura bajo un gradiente de 12°F/pulg, sin presión interna y con presión interna [psi].

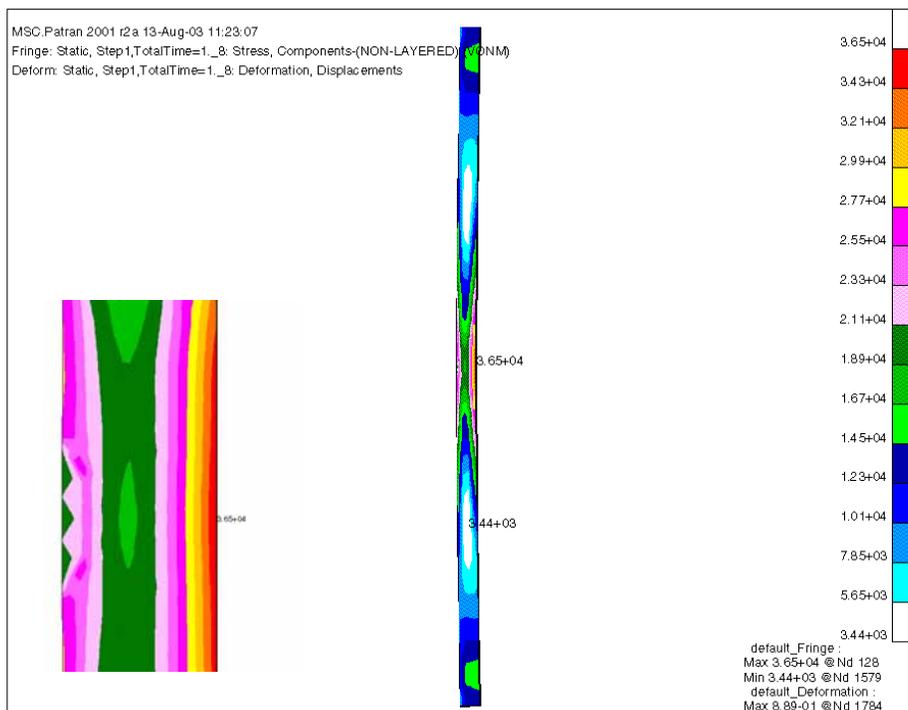


Apéndice G2. Esfuerzos longitudinales en punto frío sobre virola con soldadura bajo un gradiente de 12°F/pulg, sin presión interna y con presión interna [psi].

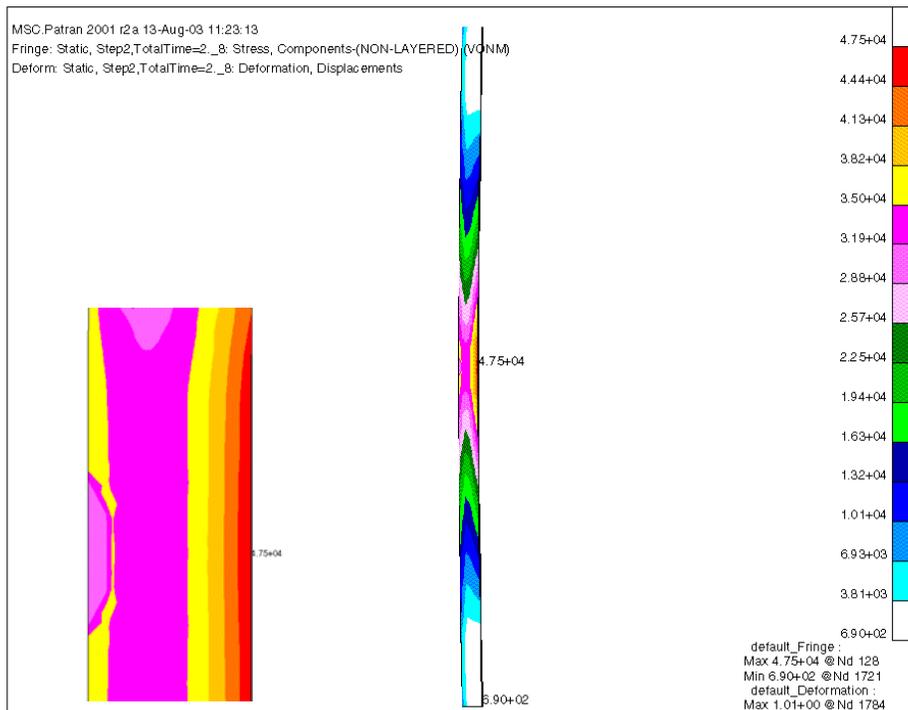


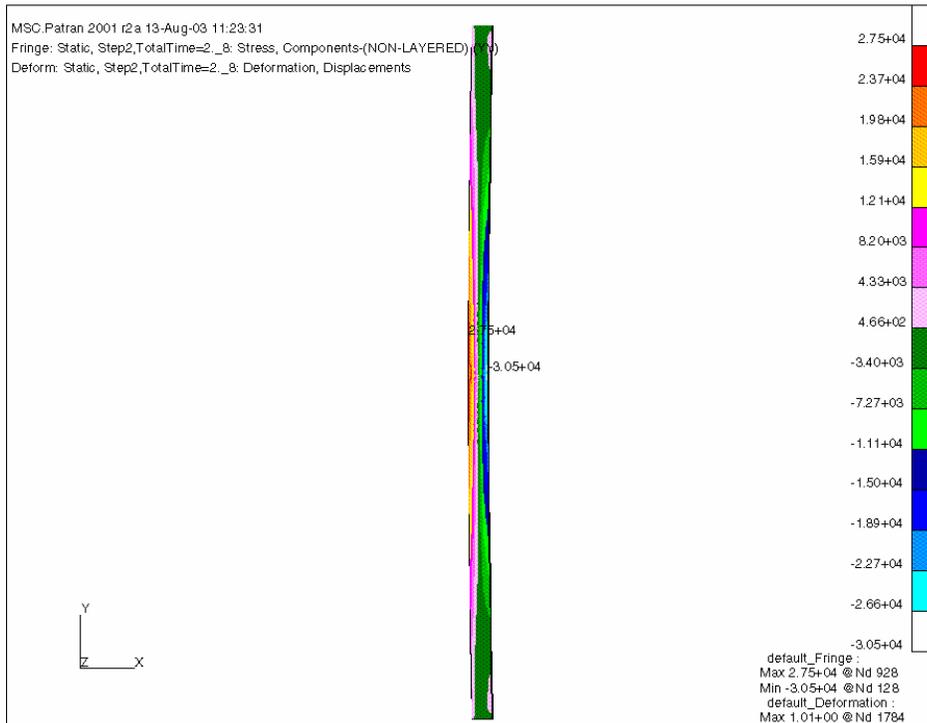
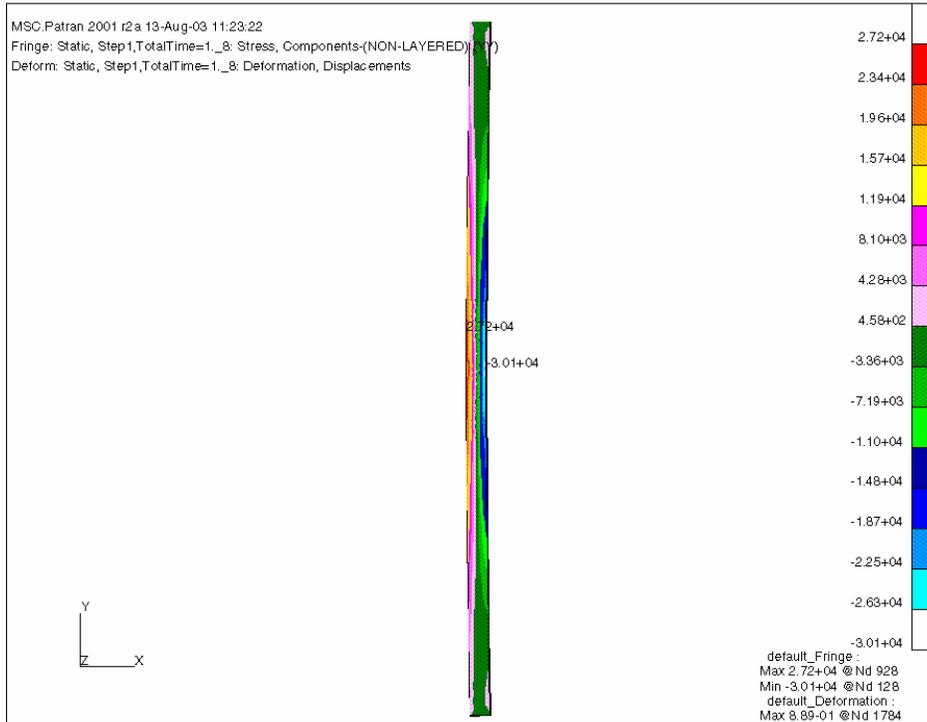


Apéndice H1. Distribución de esfuerzos en punto frío sobre virola con soldadura bajo un gradiente de 16°F/pulg, sin presión interna y con presión interna [psi].

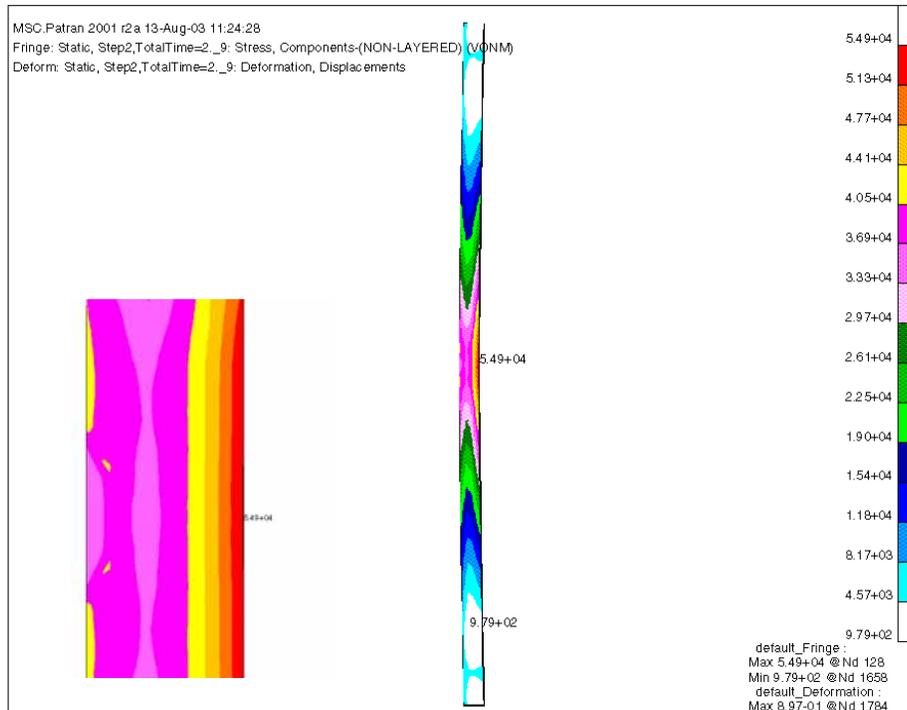
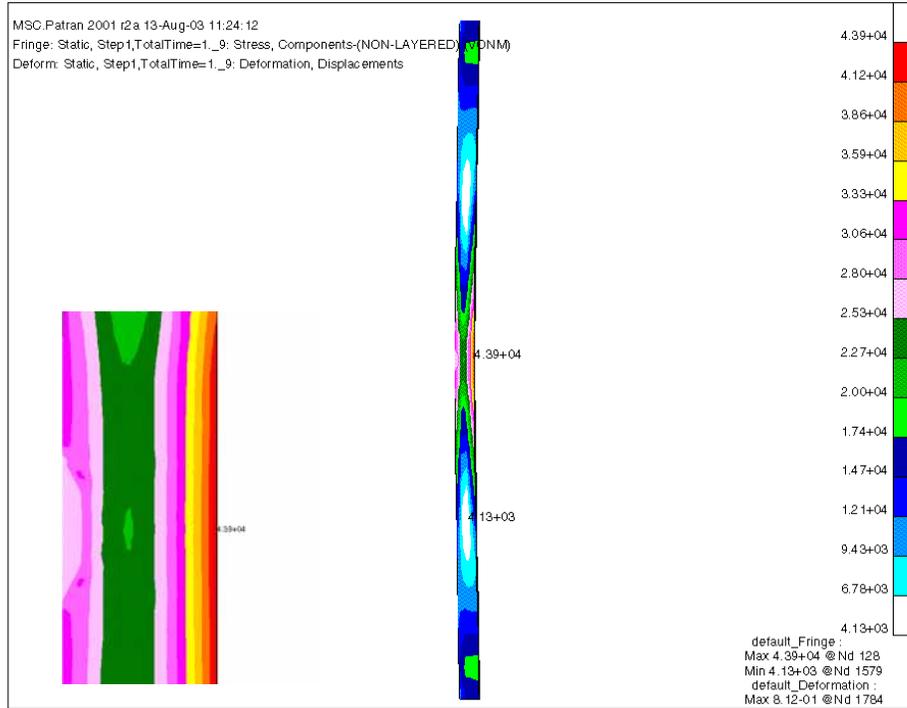


Apéndice H2. Esfuerzos longitudinales en punto frío sobre virola con soldadura bajo un gradiente de 16°F/pulg, sin presión interna y con presión interna [psi].

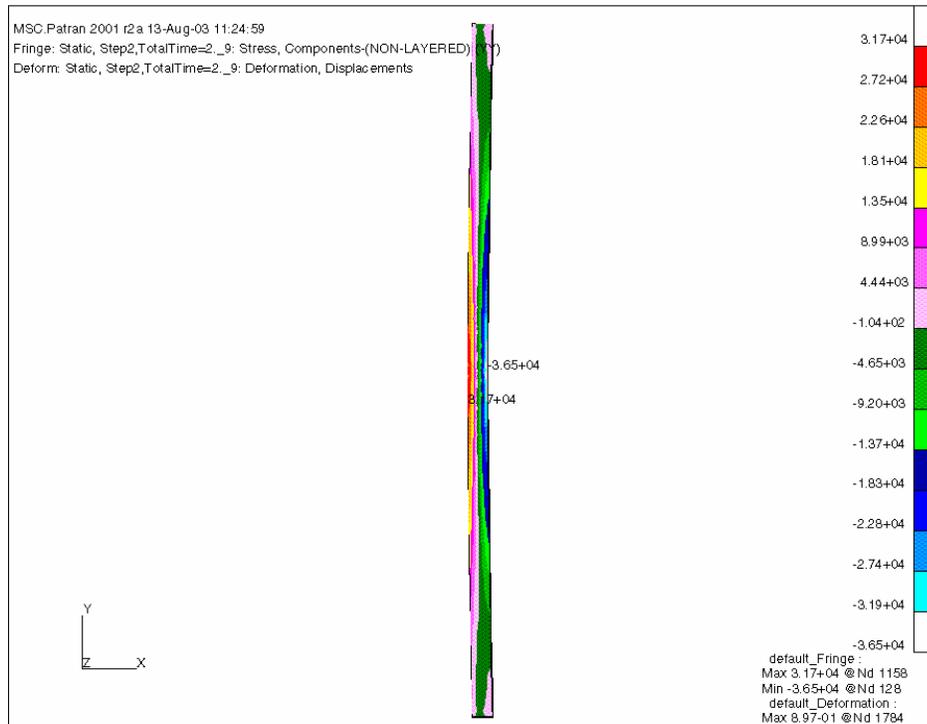
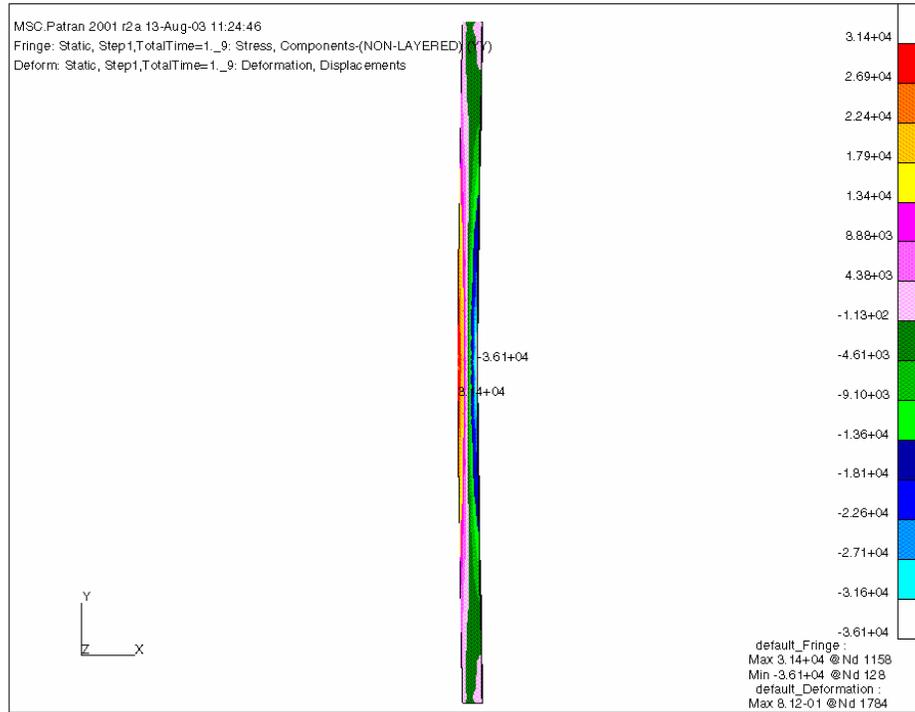




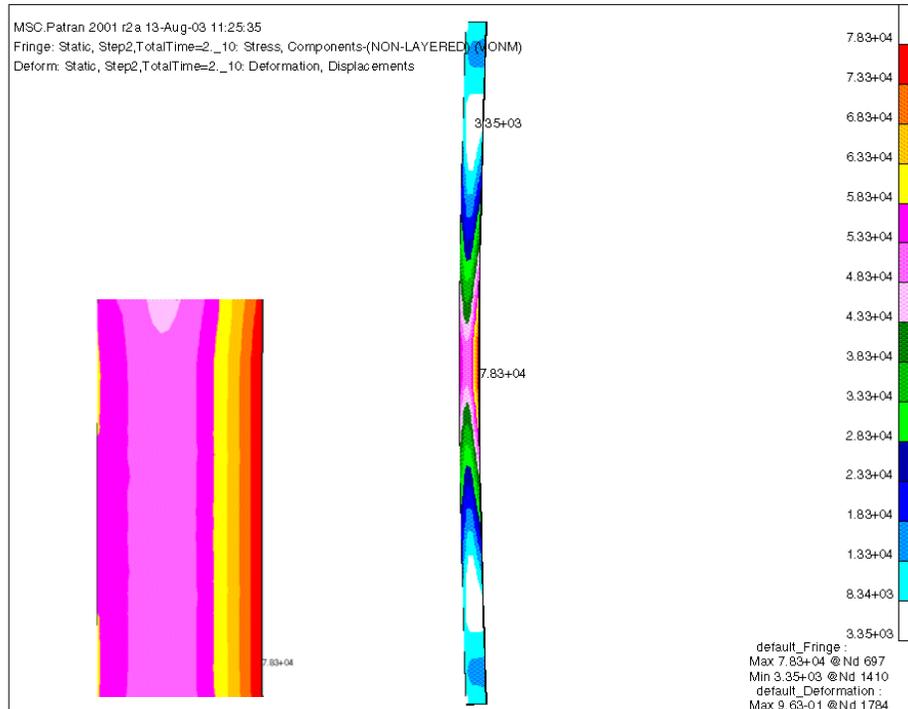
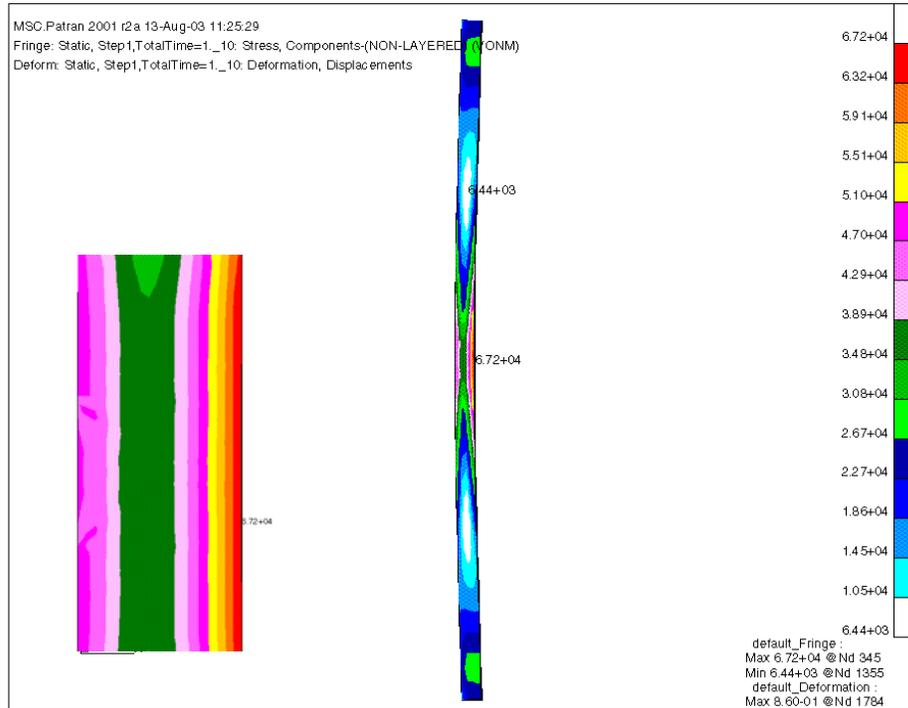
Apéndice II. Distribución de esfuerzos en punto frío sobre virola con soldadura bajo un gradiente de 20°F/pulg, sin presión interna y con presión interna [psi].



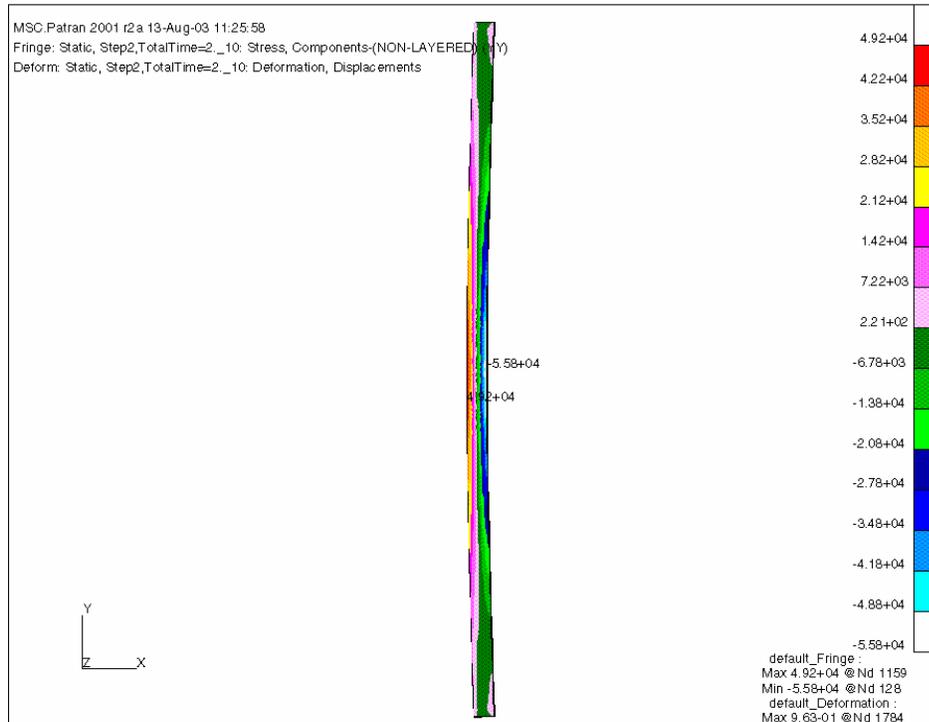
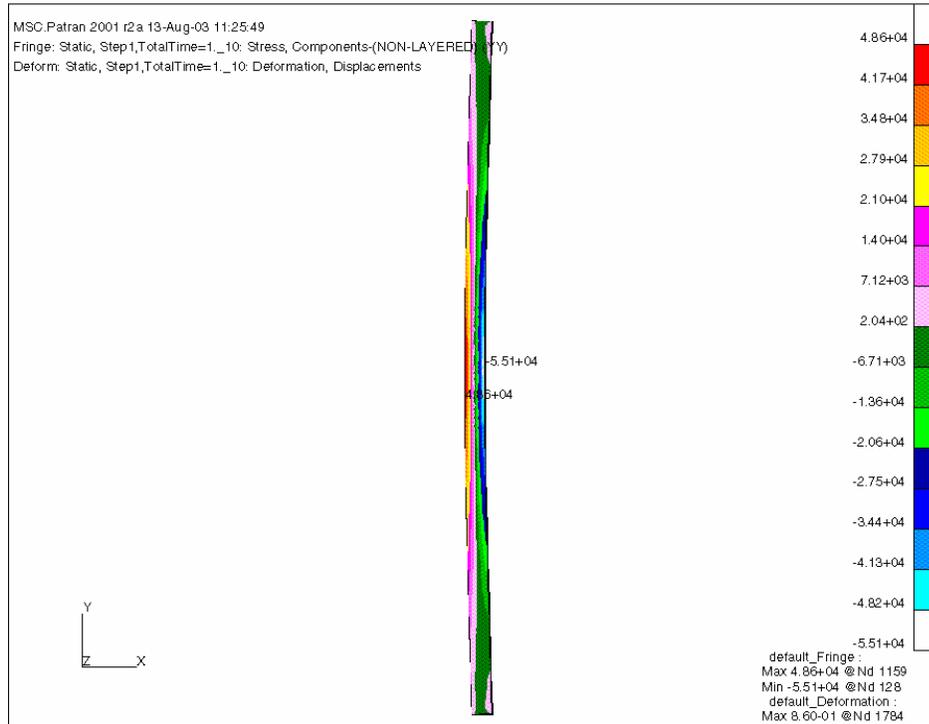
Apéndice I2. Esfuerzos longitudinales en punto frío sobre virola con soldadura bajo un gradiente de 20°F/pulg, sin presión interna y con presión interna [psi].



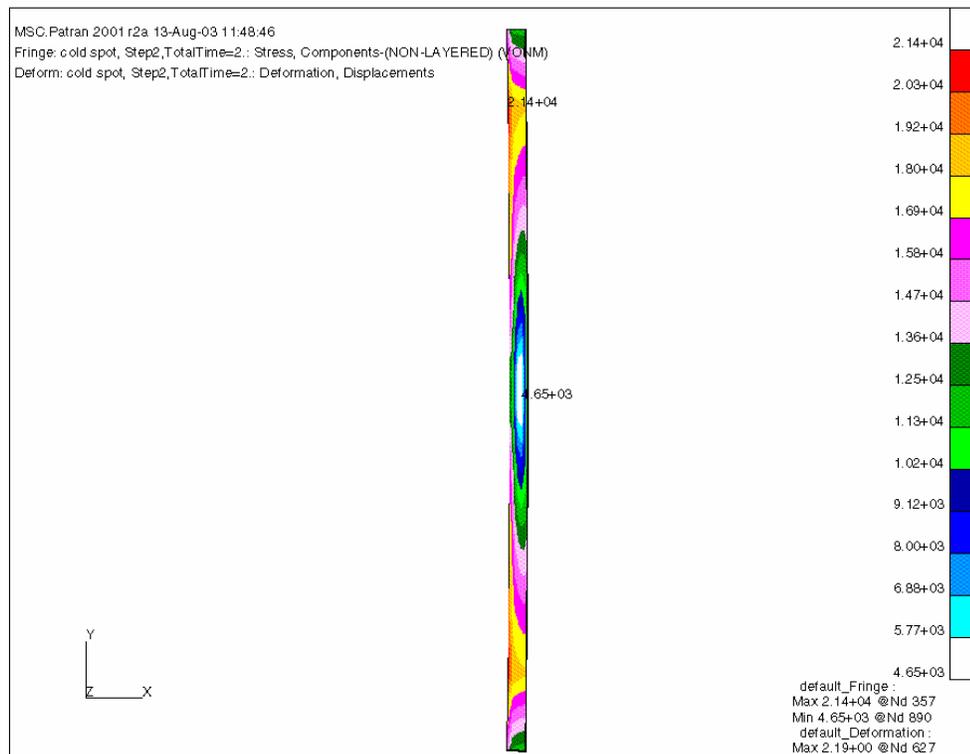
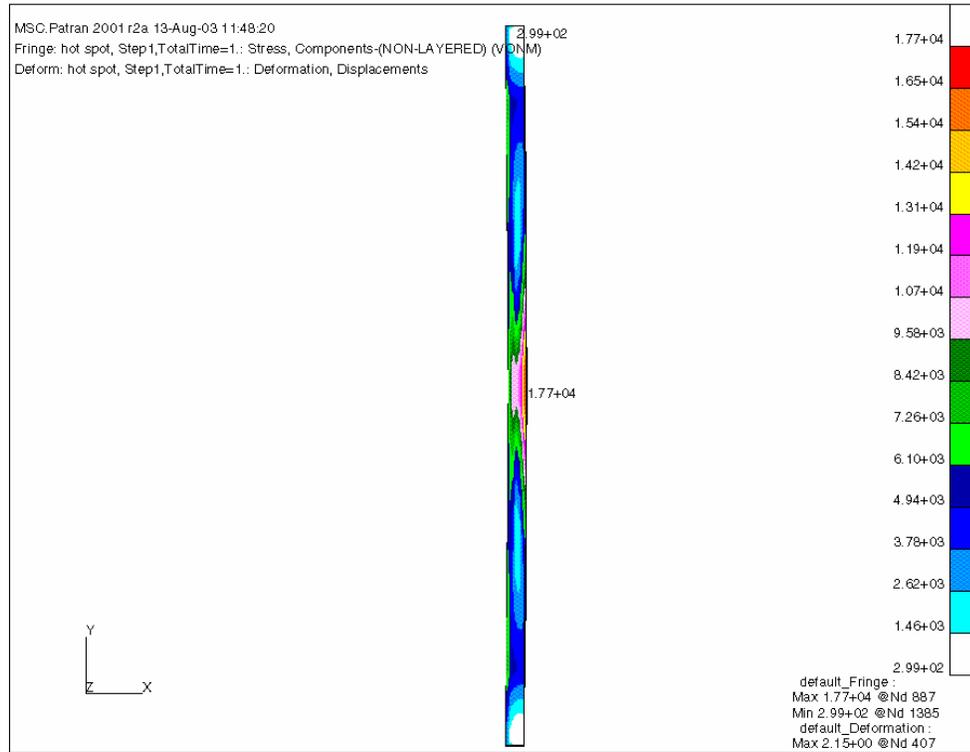
Apéndice J1. Distribución de esfuerzos en punto frío sobre virola con soldadura bajo un gradiente de 36°F/pulg, sin presión interna y con presión interna [psi].



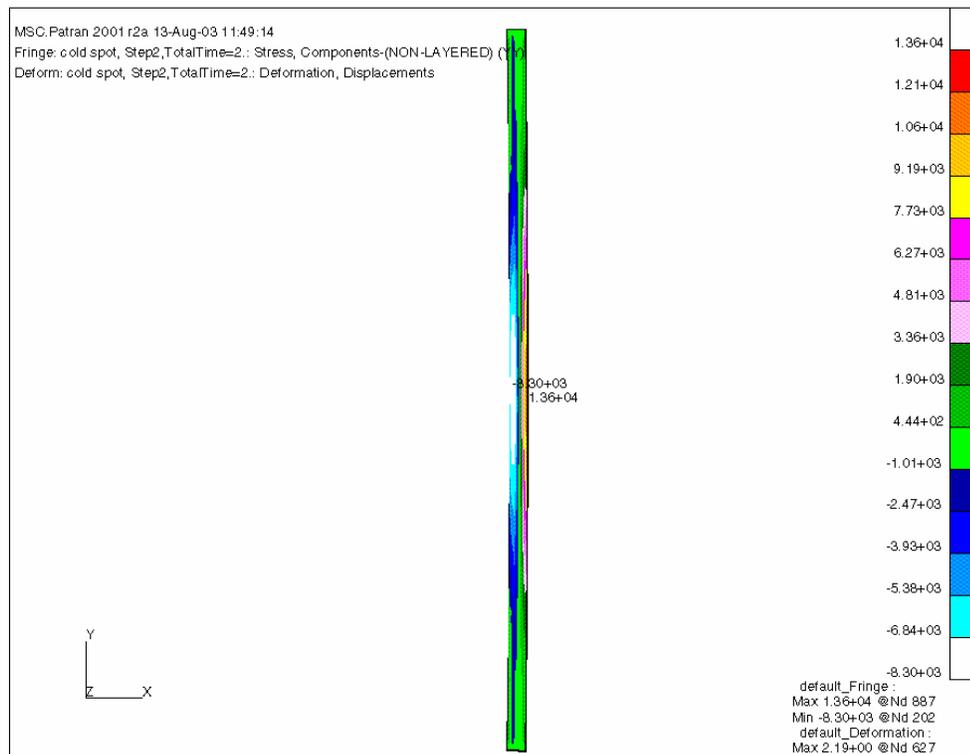
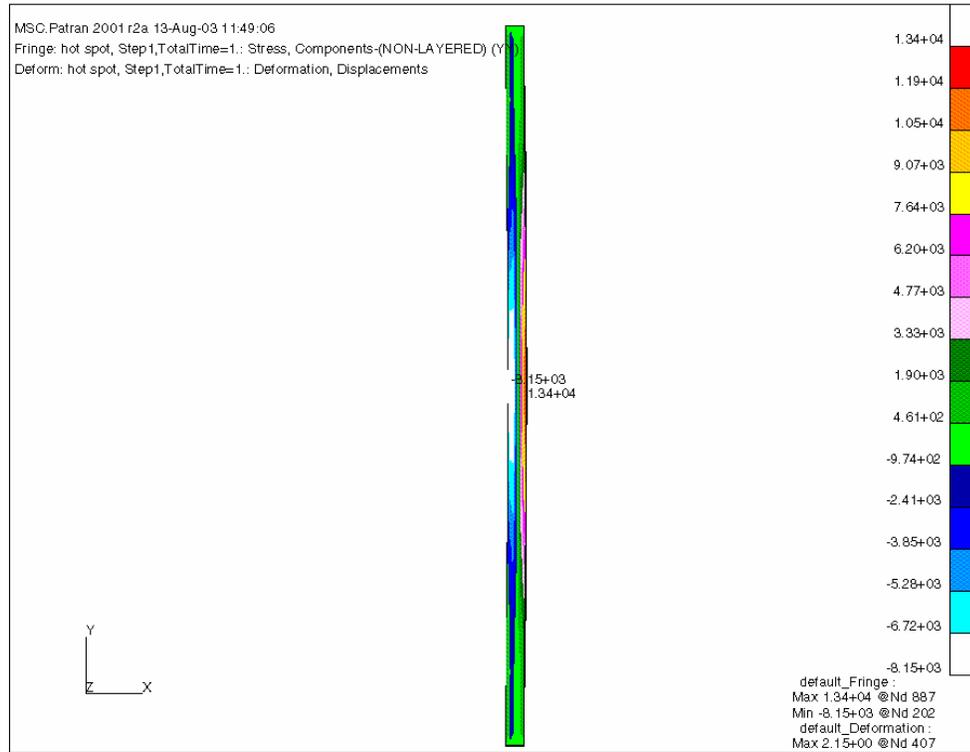
Apéndice J2. Esfuerzos longitudinales en punto frío sobre virola con soldadura bajo un gradiente de 36°F/pulg, sin presión interna y con presión interna [psi].



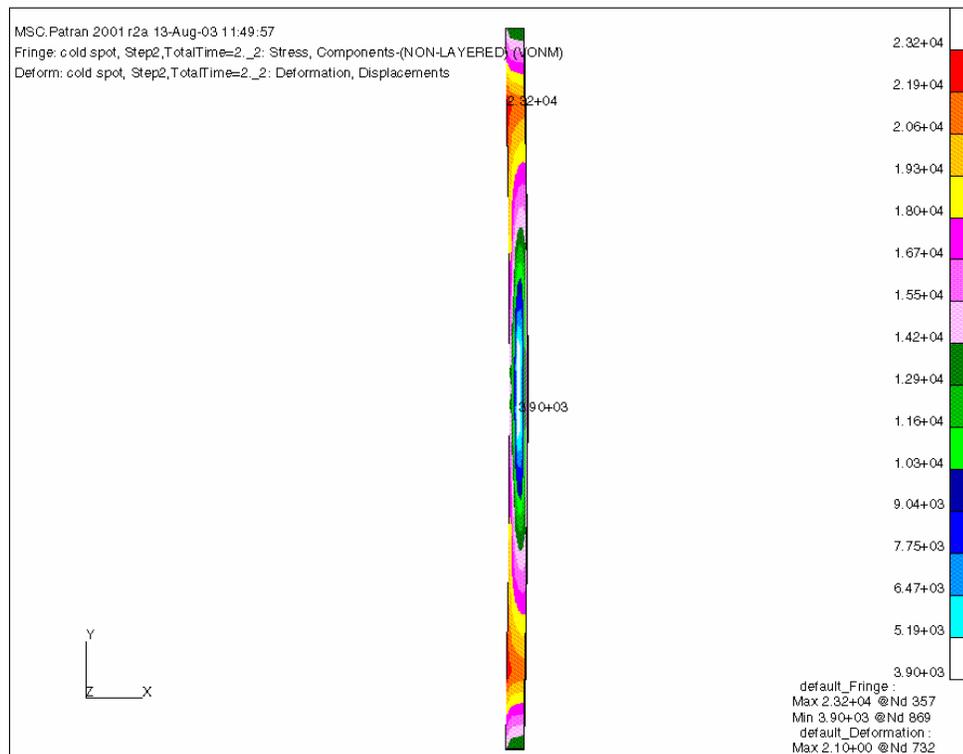
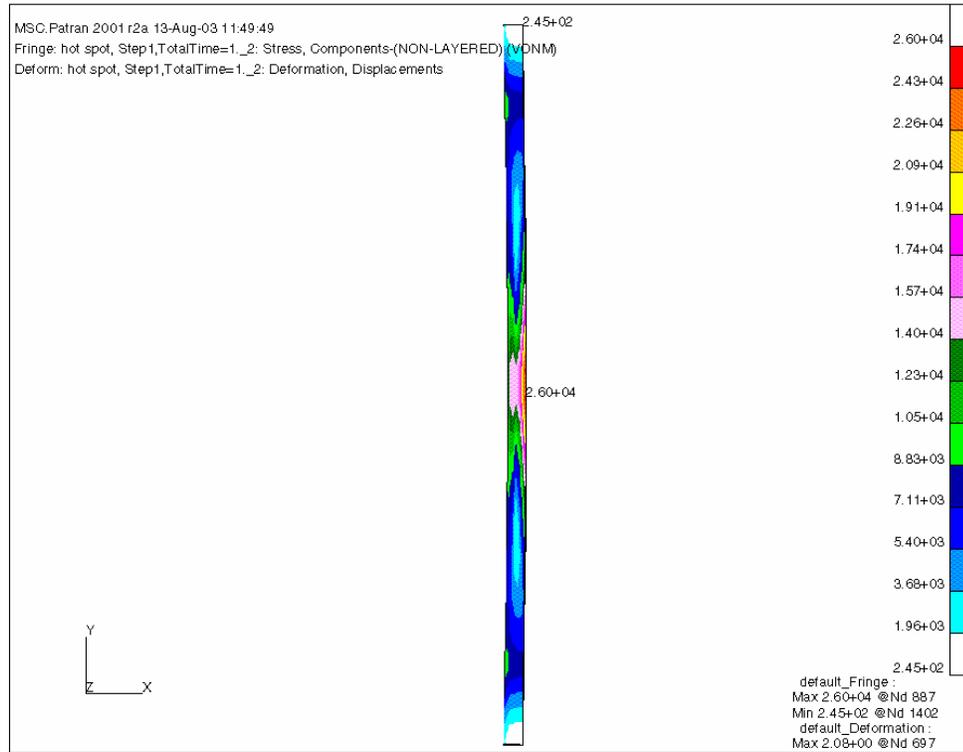
Apéndice K1. Distribución de esfuerzos en punto caliente sobre virola sin soldadura bajo un gradiente de 8°F/pulg, sin presión interna y con presión interna [psi].



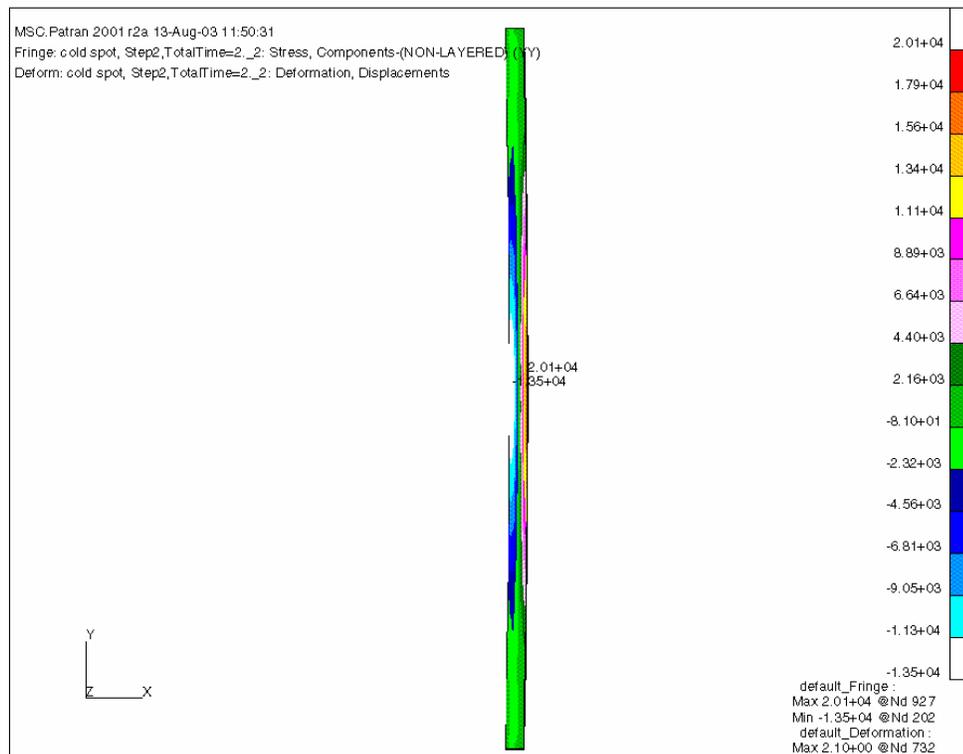
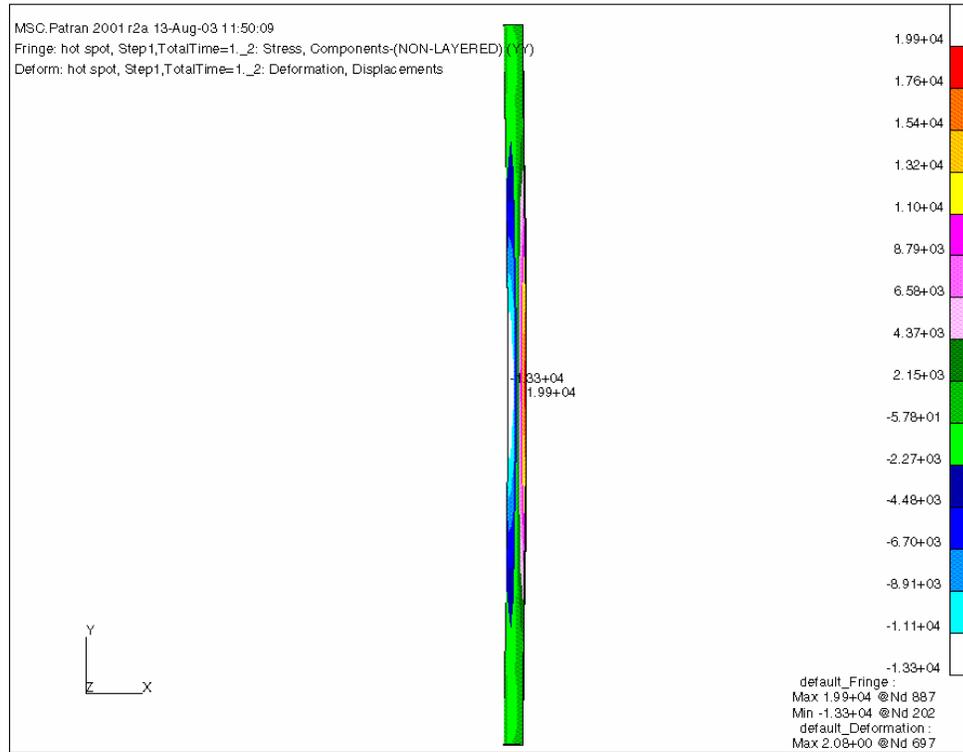
Apéndice K2. Esfuerzos longitudinales en punto caliente sobre virola sin soldadura bajo un gradiente de 8°F/pulg, sin presión interna y con presión interna [psi].



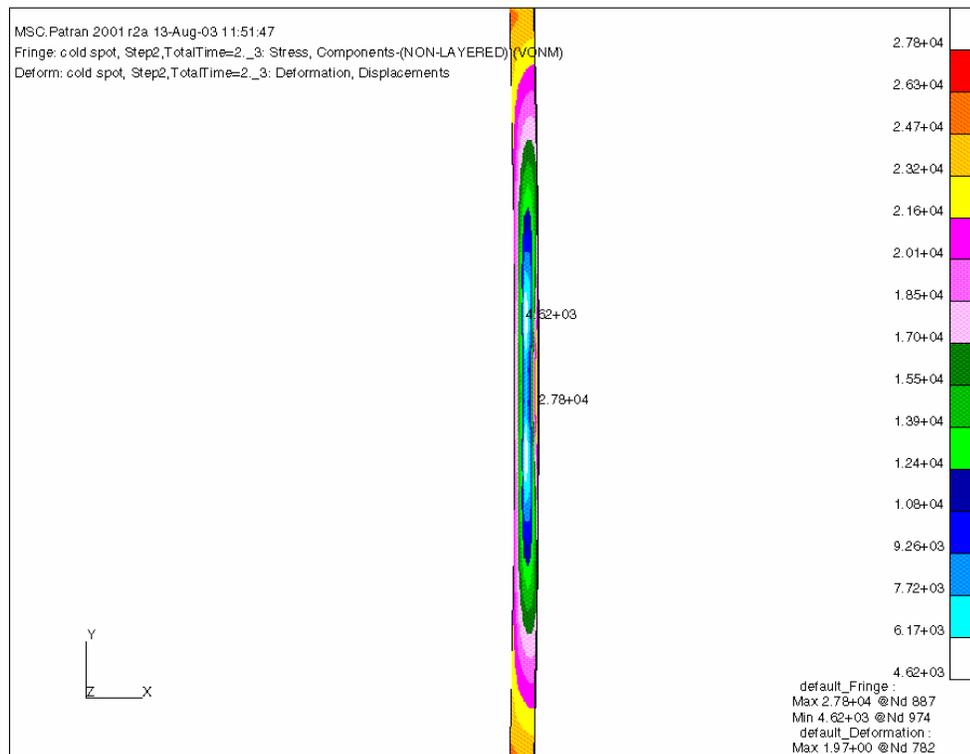
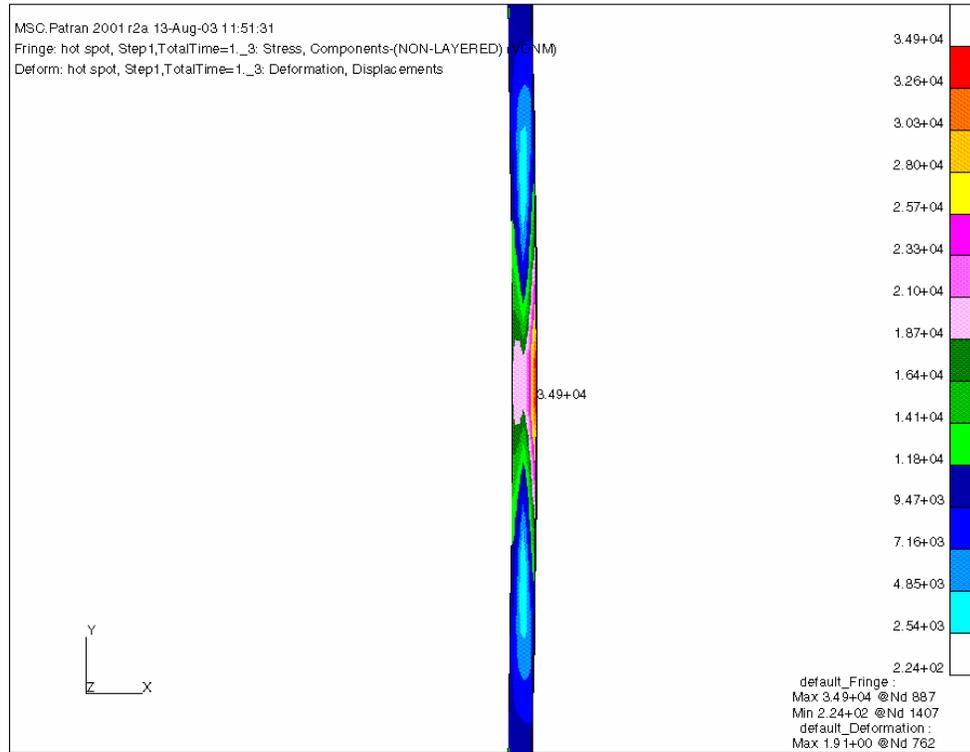
Apéndice L1. Distribución de esfuerzos en punto caliente sobre virola sin soldadura bajo un gradiente de 12°F/pulg, sin presión interna y con presión interna [psi].



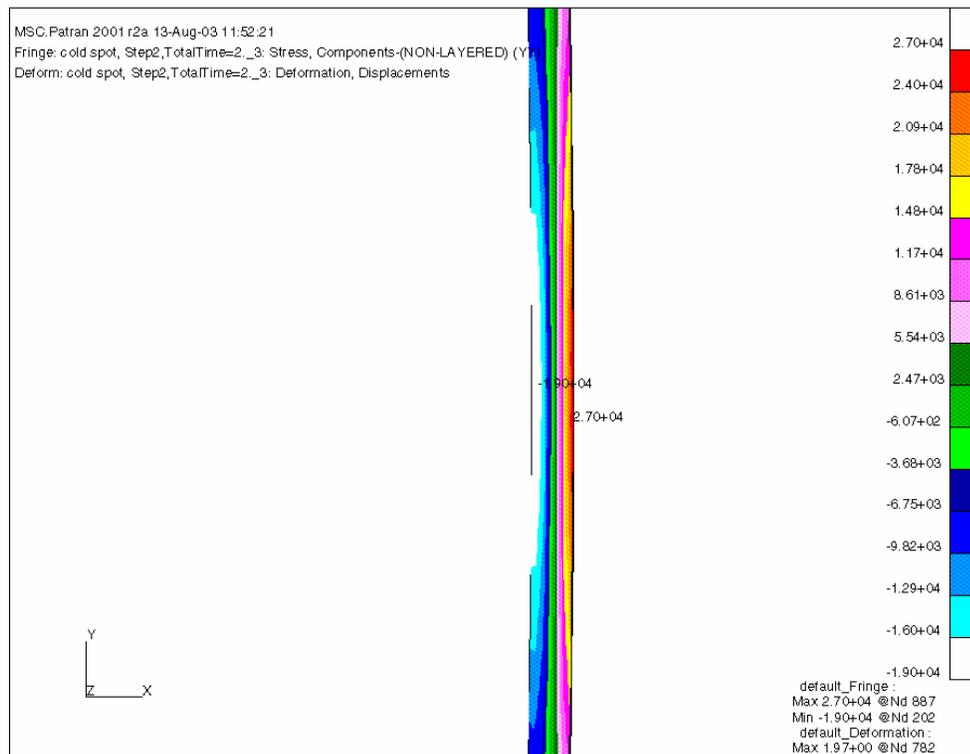
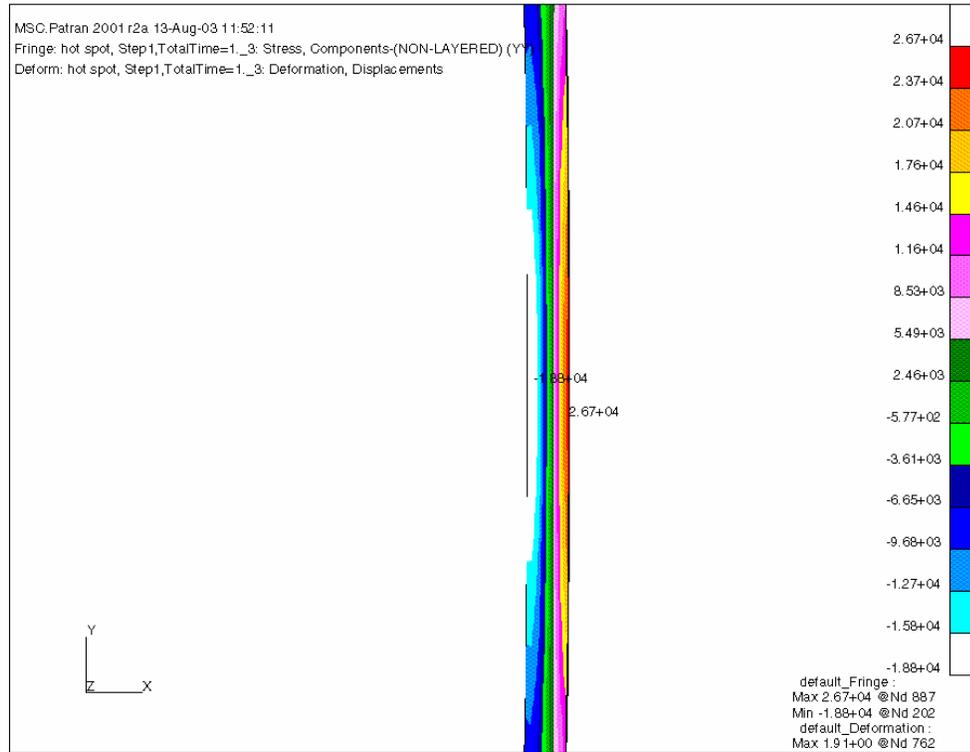
Apéndice L2. Esfuerzos longitudinales en punto caliente sobre virola sin soldadura bajo un gradiente de 12°F/pulg, sin presión interna y con presión interna [psi].



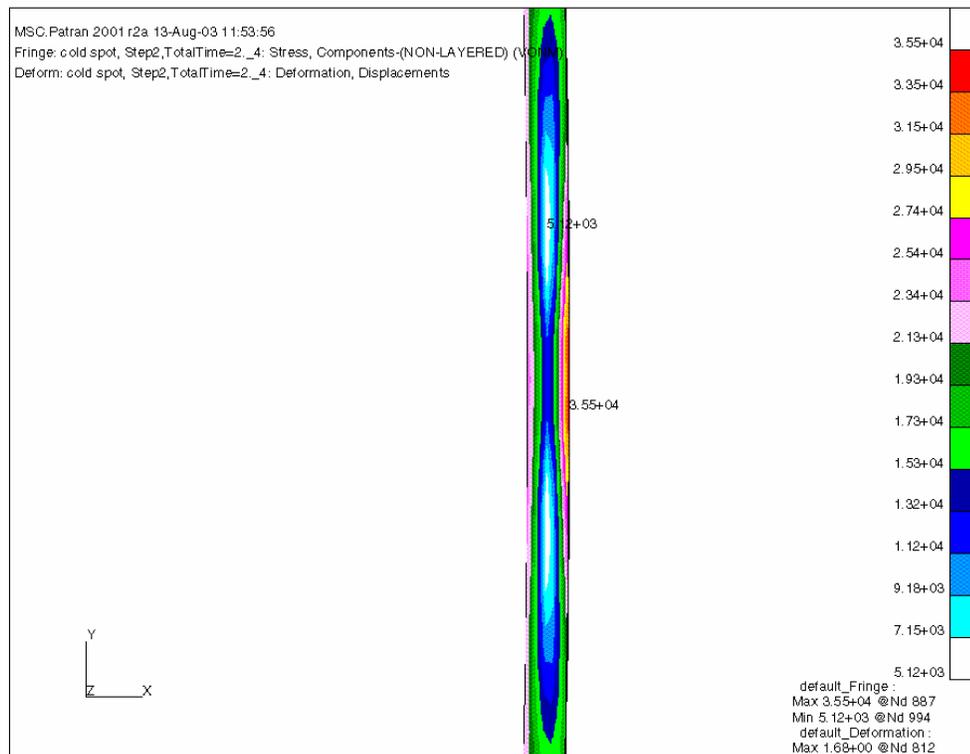
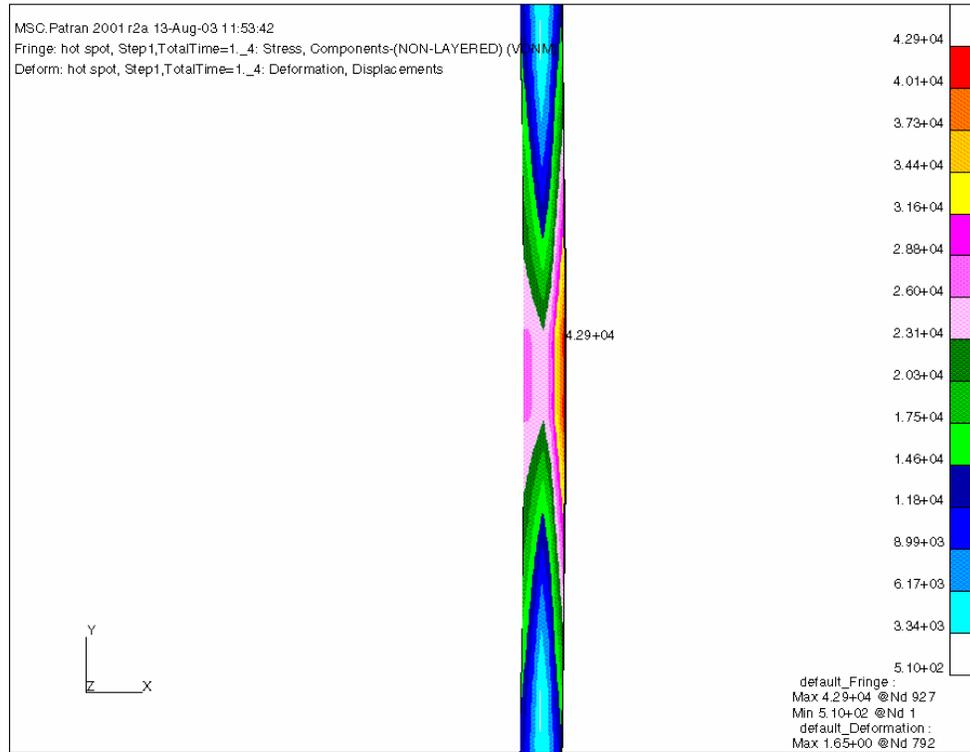
Apéndice M1. Distribución de esfuerzos en punto caliente sobre virola sin soldadura bajo un gradiente de 16°F/pulg, sin presión interna y con presión interna [psi].



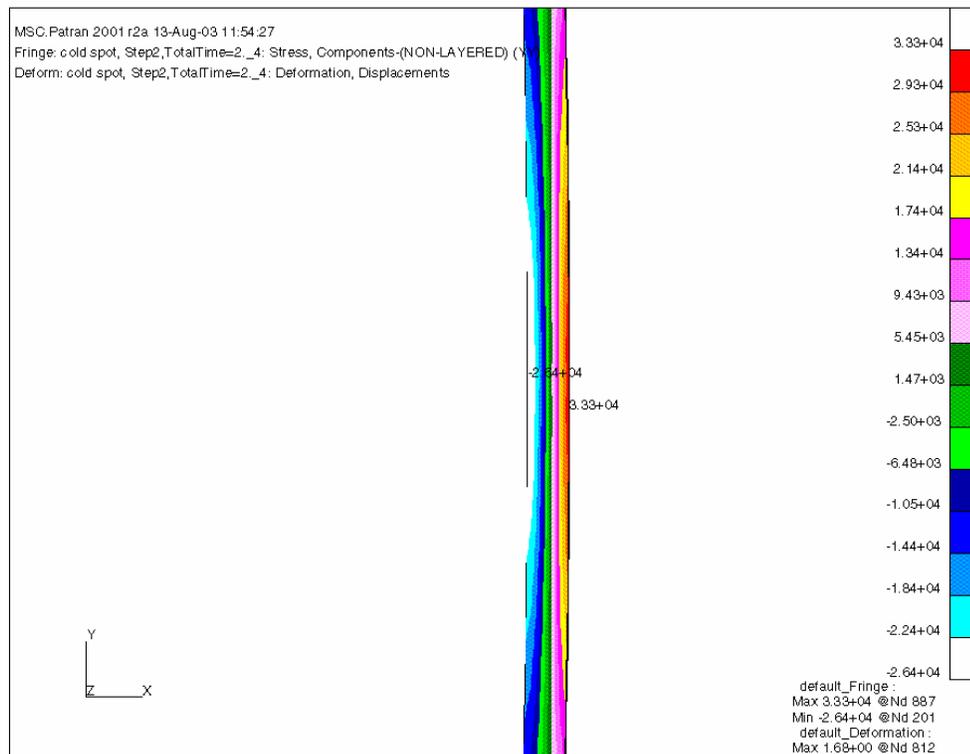
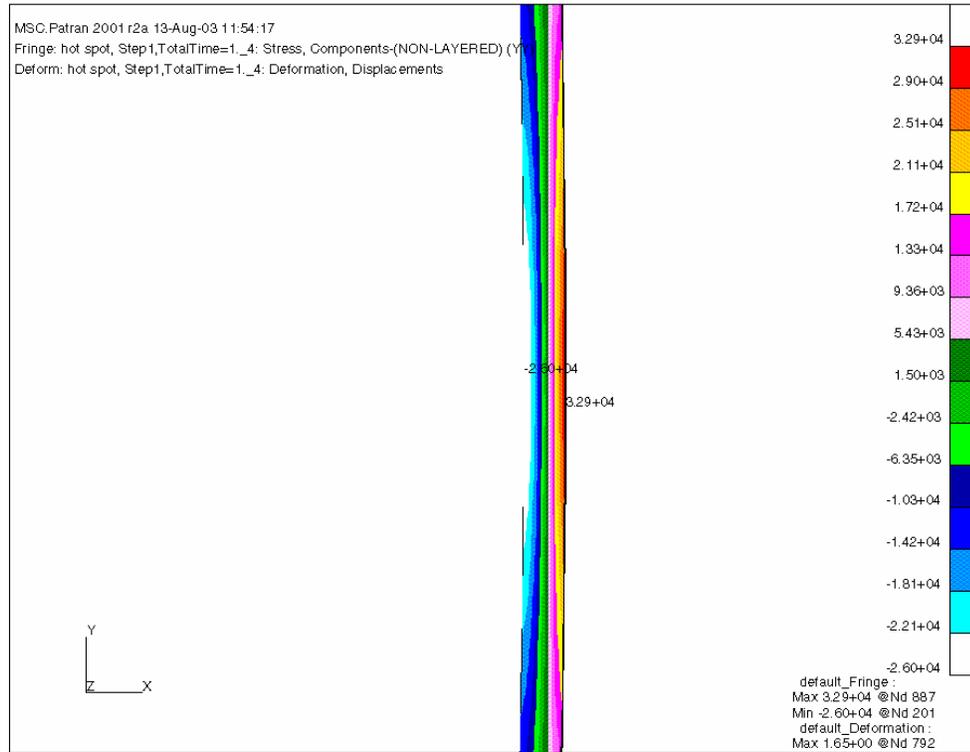
Apéndice M2. Esfuerzos longitudinales en punto caliente sobre virola sin soldadura bajo un gradiente de 16°F/pulg, sin presión interna y con presión interna [psi].



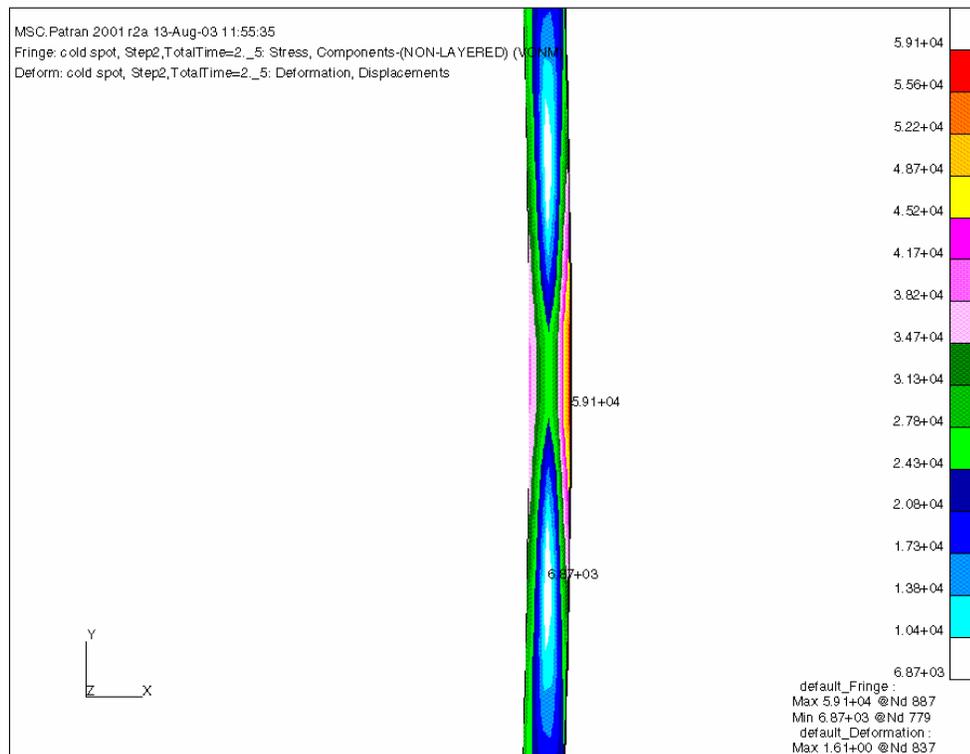
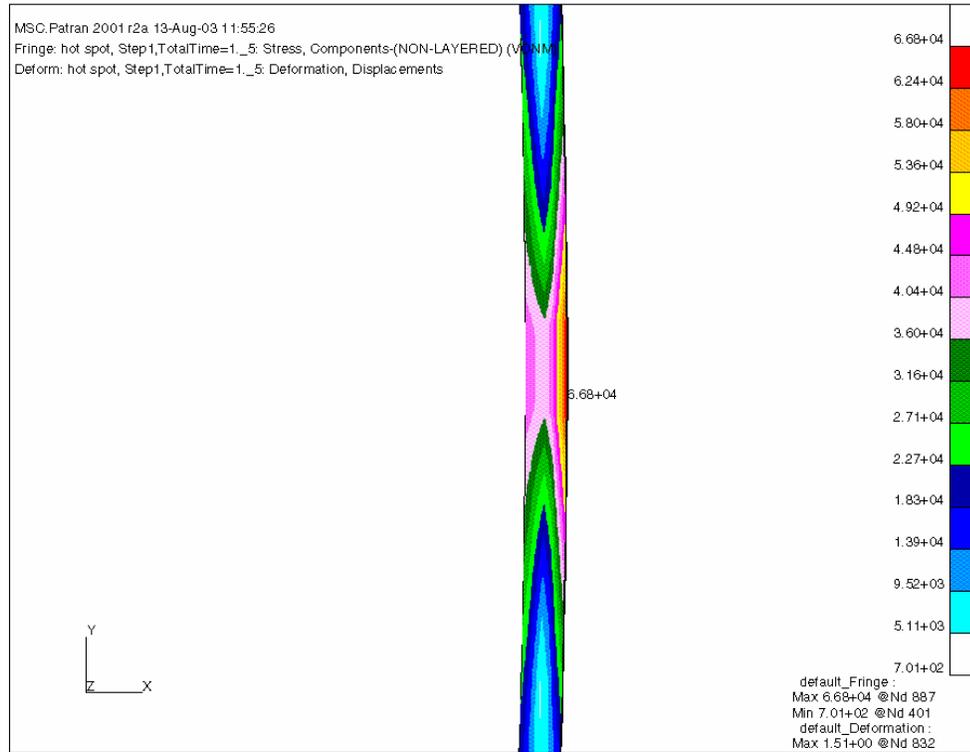
Apéndice N1. Distribución de esfuerzos en punto caliente sobre virola sin soldadura bajo un gradiente de 20°F/pulg, sin presión interna y con presión interna [psi].



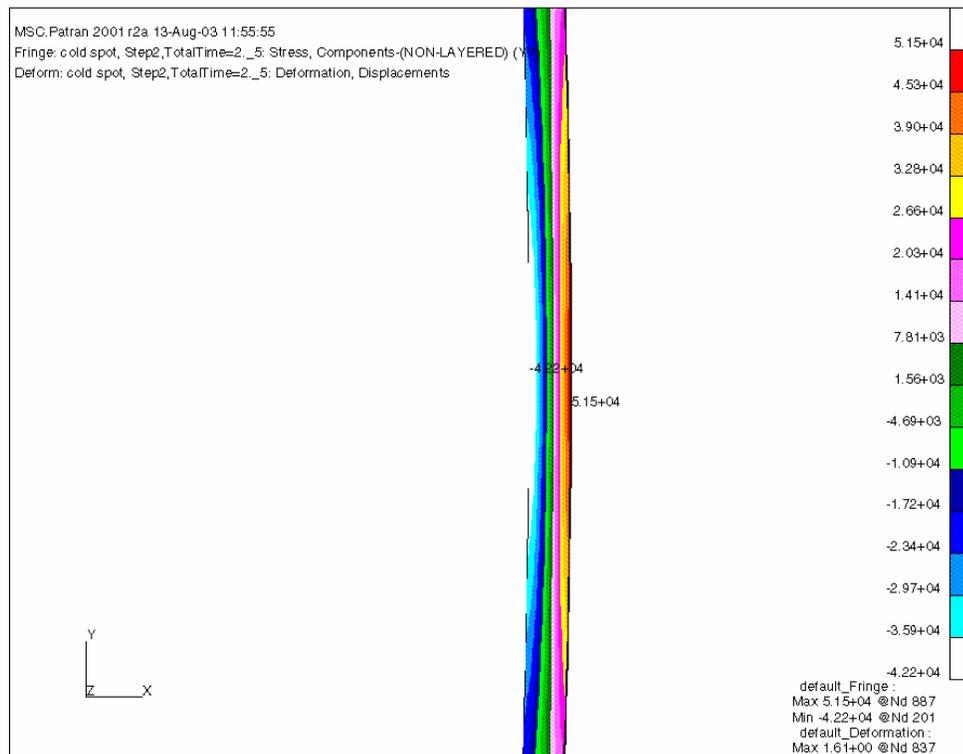
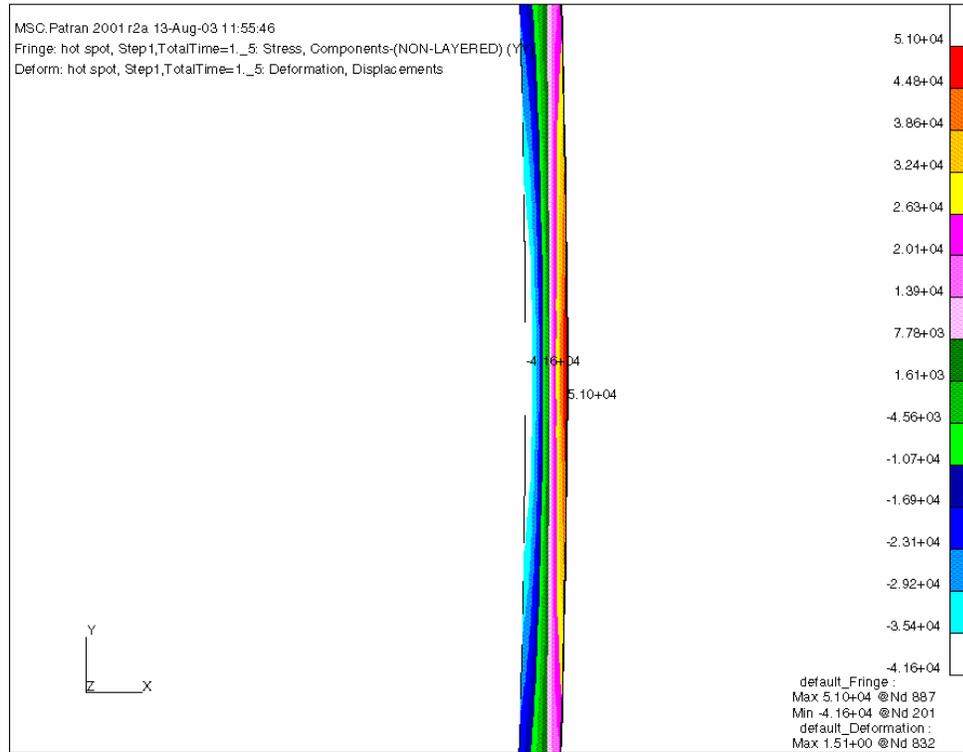
Apéndice N2. Esfuerzos longitudinales en punto caliente sobre virola sin soldadura bajo un gradiente de 20°F/pulg, sin presión interna y con presión interna [psi].



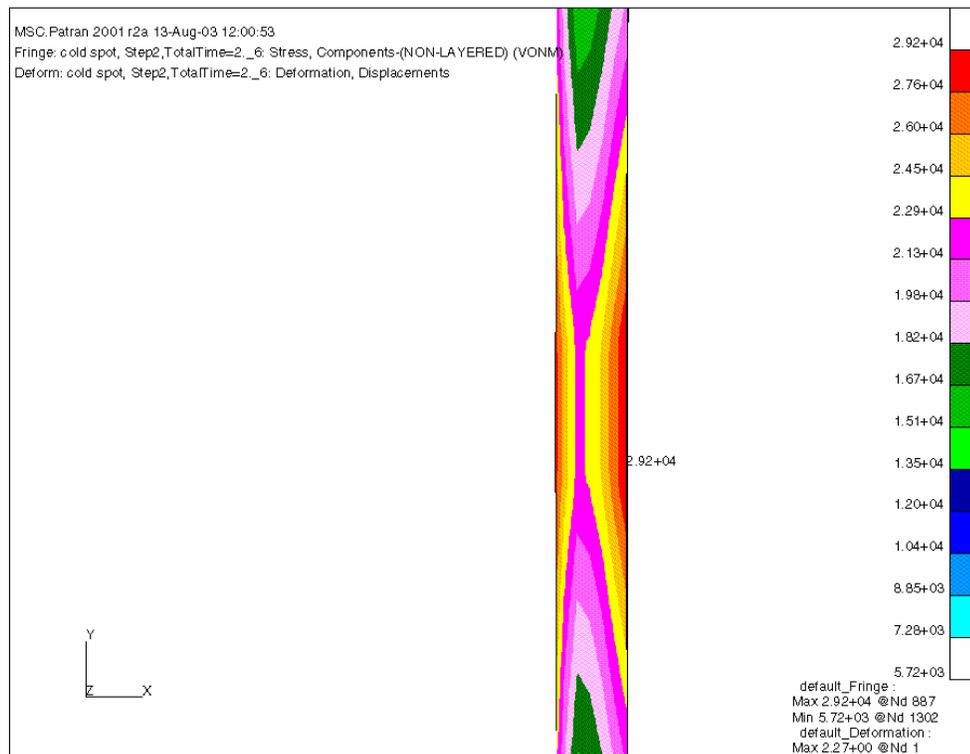
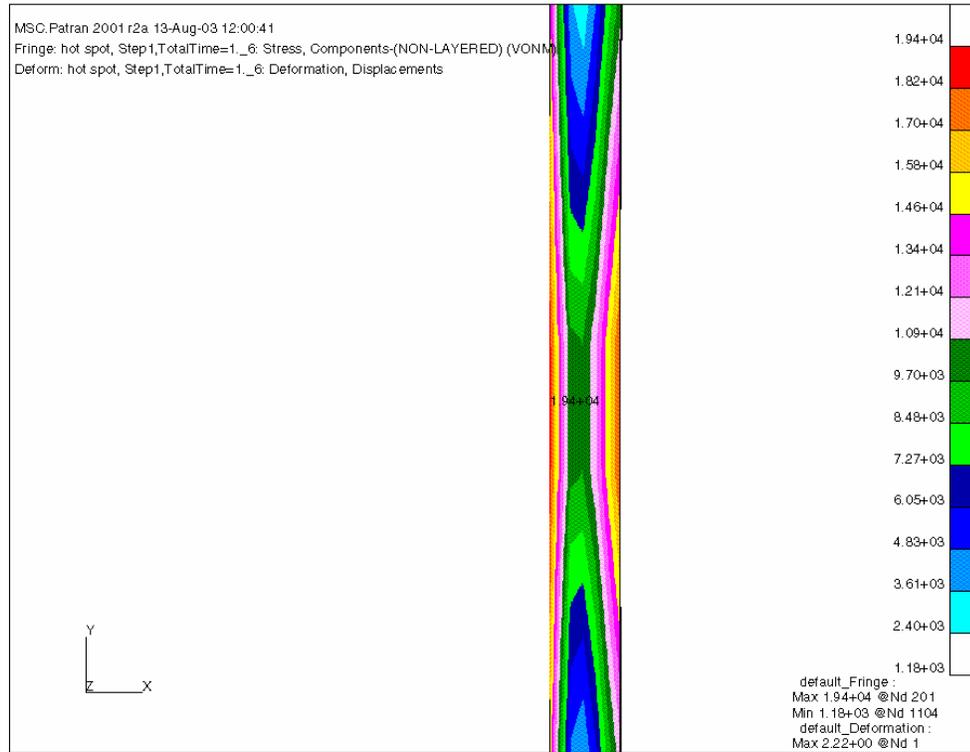
Apéndice O1. Distribución de esfuerzos en punto caliente sobre virola sin soldadura bajo un gradiente de 36°F/pulg, sin presión interna y con presión interna [psi].



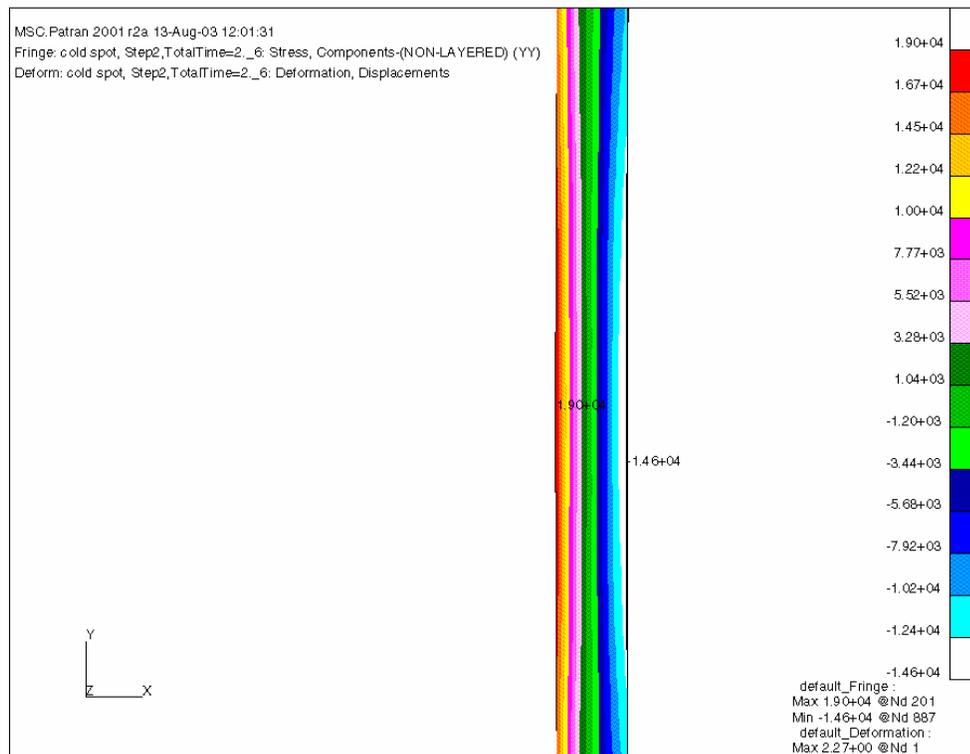
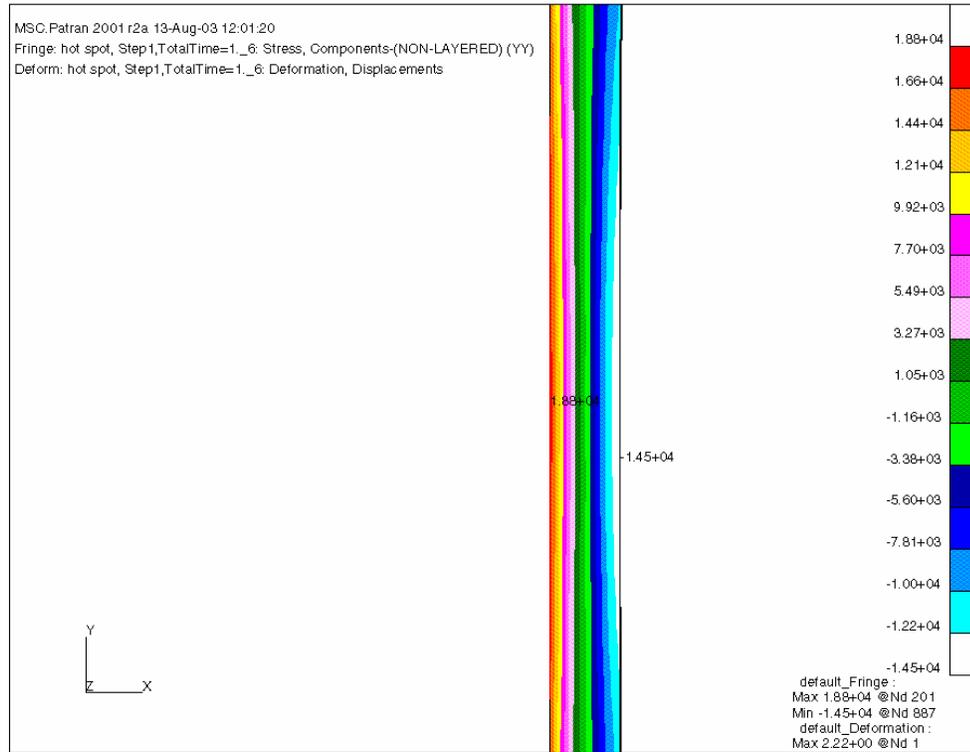
Apéndice O2. Esfuerzos longitudinales en punto caliente sobre virola sin soldadura bajo un gradiente de 36°F/pulg, sin presión interna y con presión interna [psi].



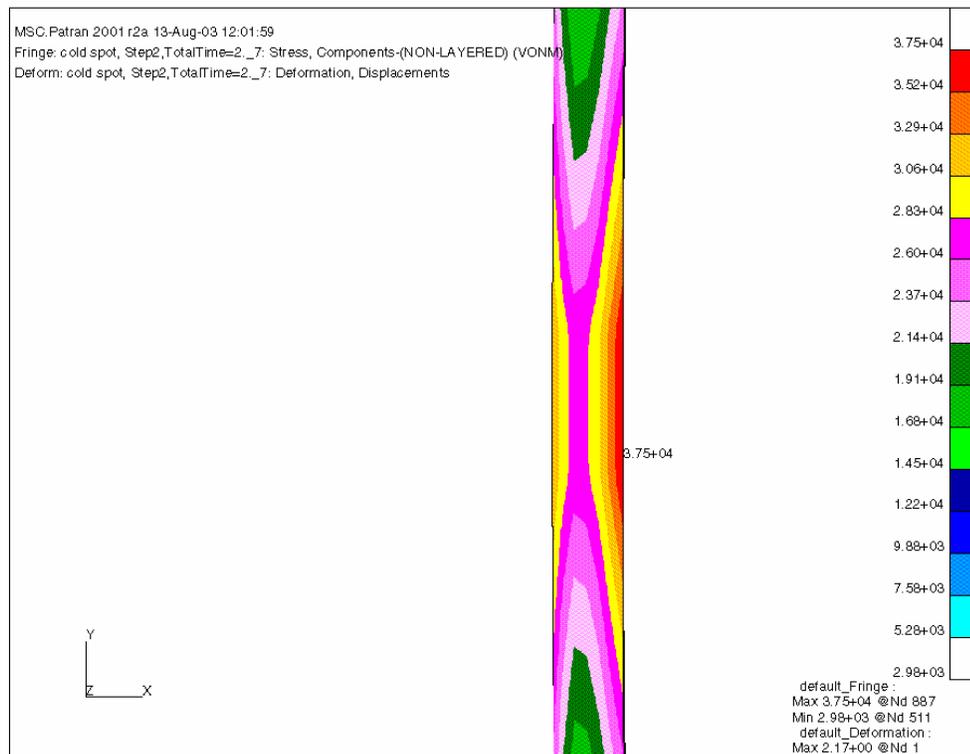
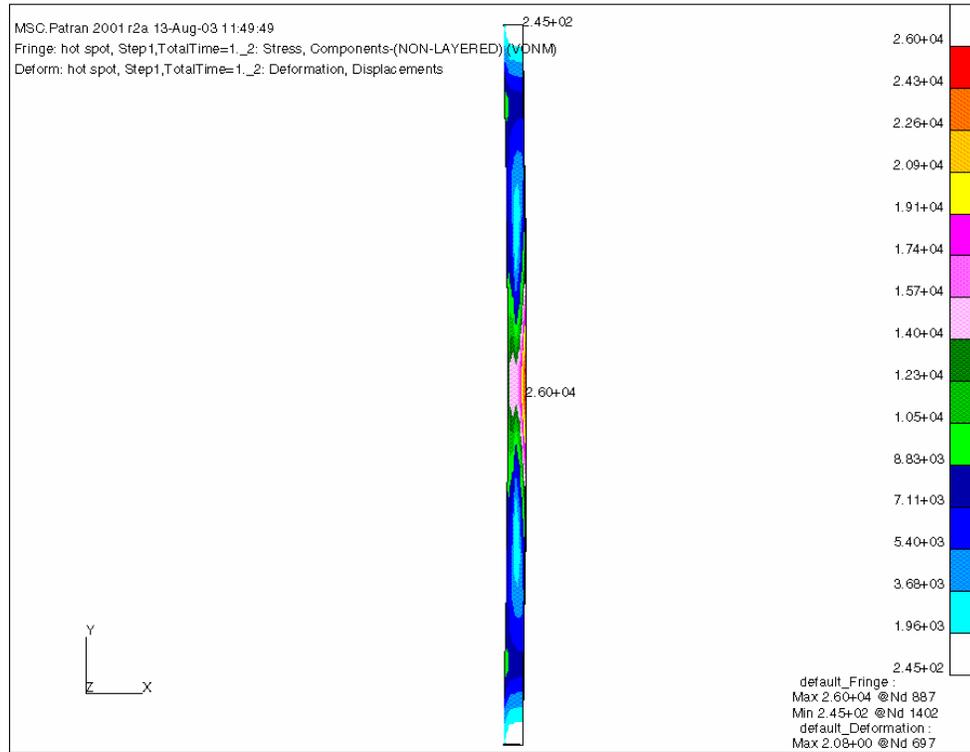
Apéndice P1. Distribución de esfuerzos en punto frío sobre virola sin soldadura bajo un gradiente de 8°F/pulg, sin presión interna y con presión interna [psi].



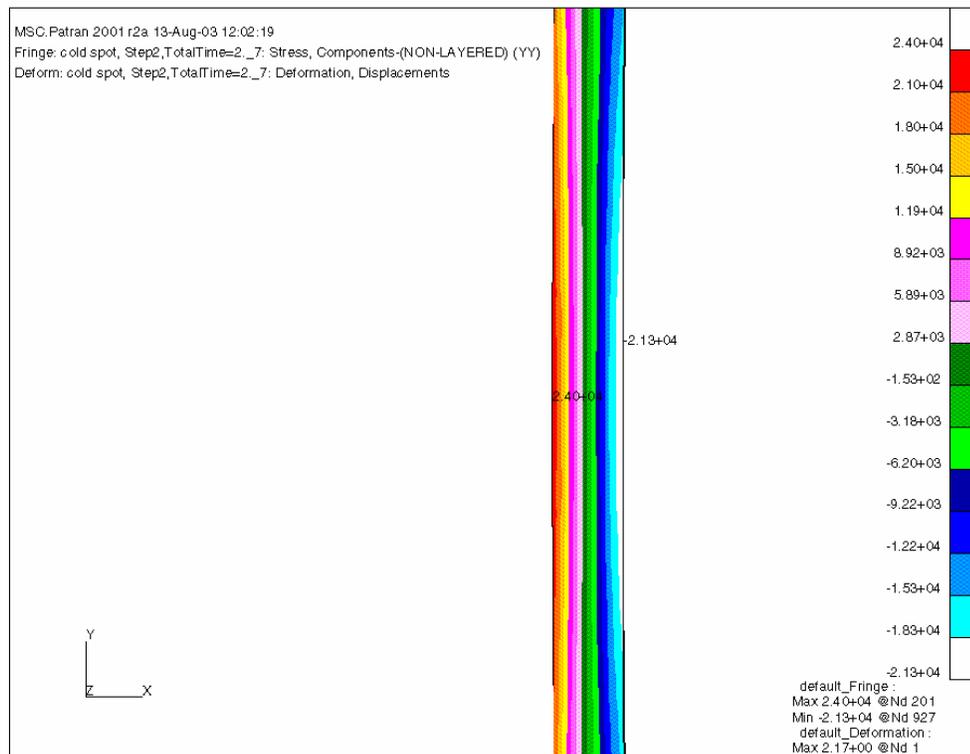
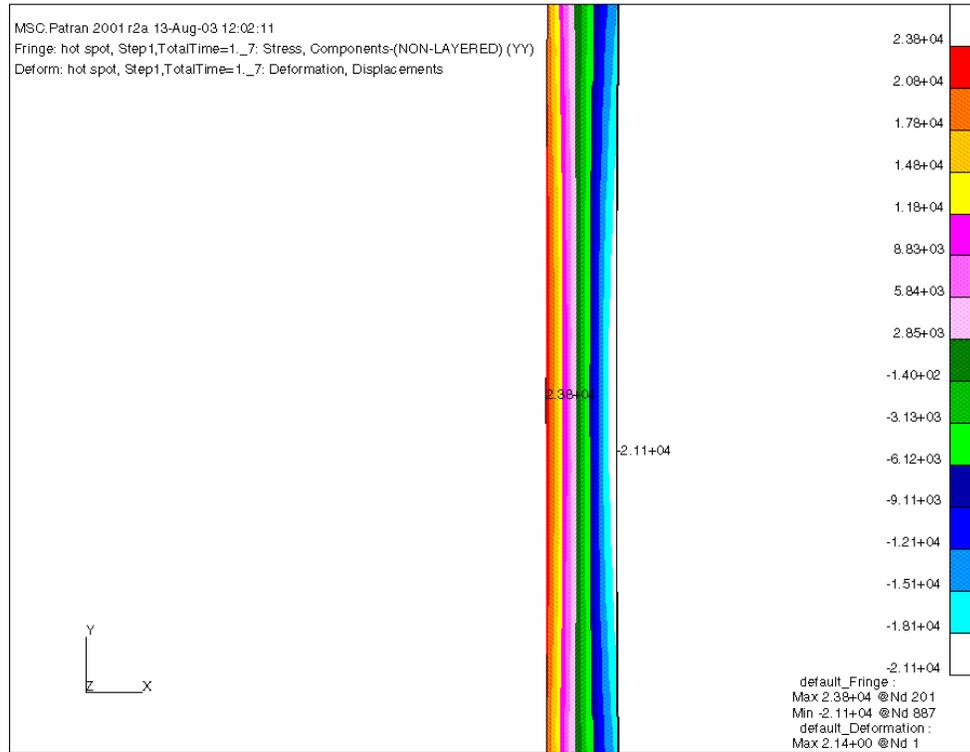
Apéndice P2. Esfuerzos longitudinales en punto frío sobre virola sin soldadura bajo un gradiente de 8°F/pulg, sin presión interna y con presión interna [psi].



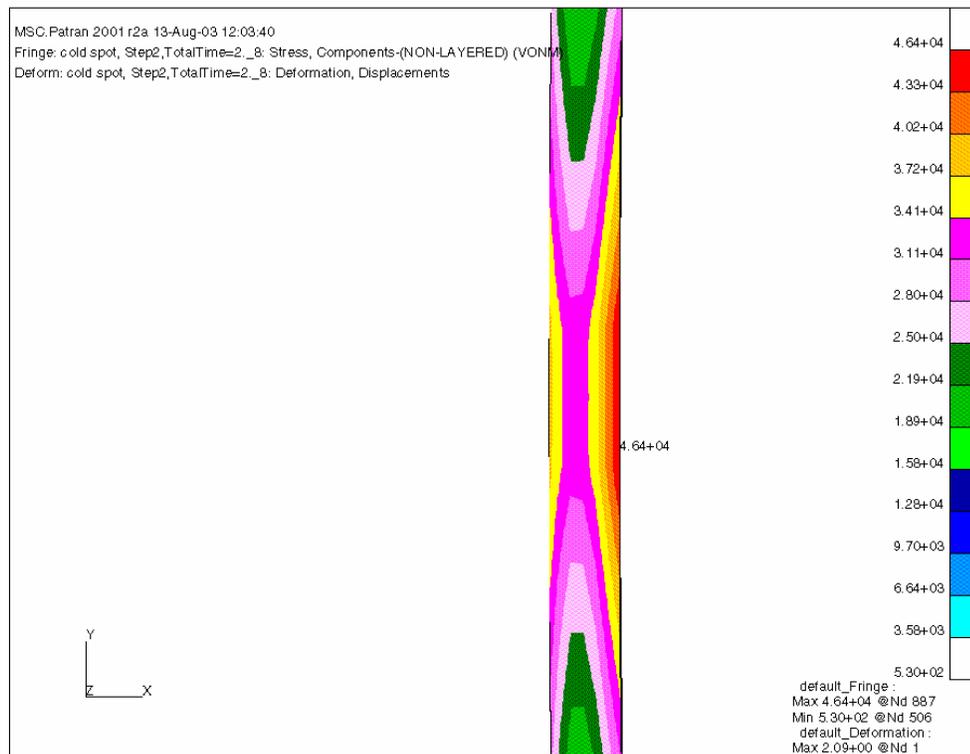
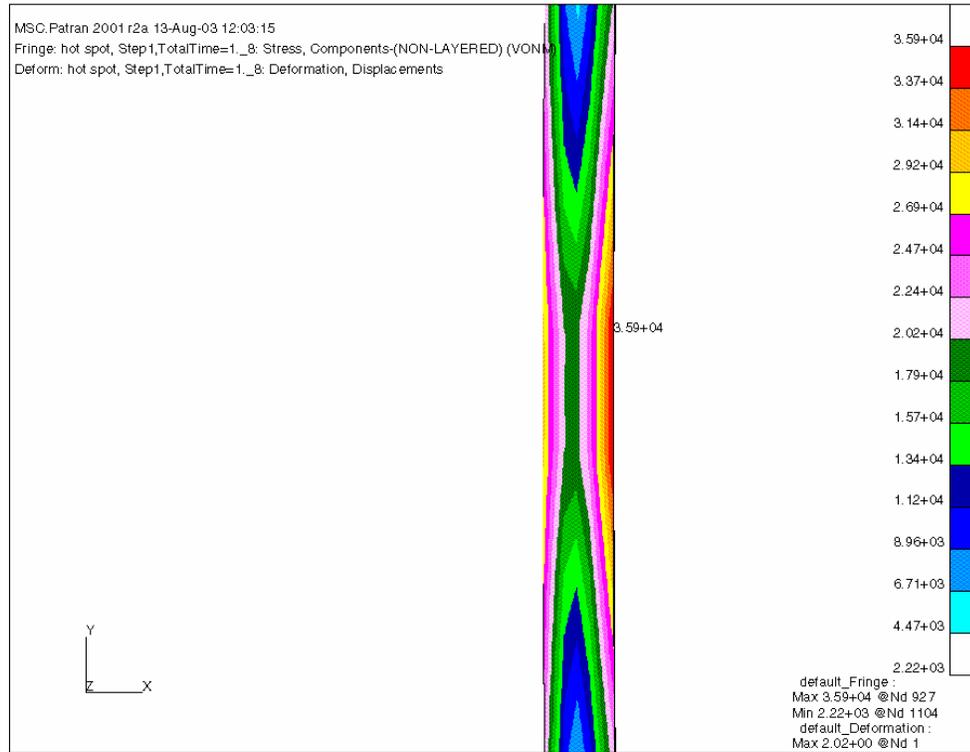
Apéndice Q1. Distribución de esfuerzos en punto frío sobre virola sin soldadura bajo un gradiente de 12°F/pulg, sin presión interna y con presión interna [psi].



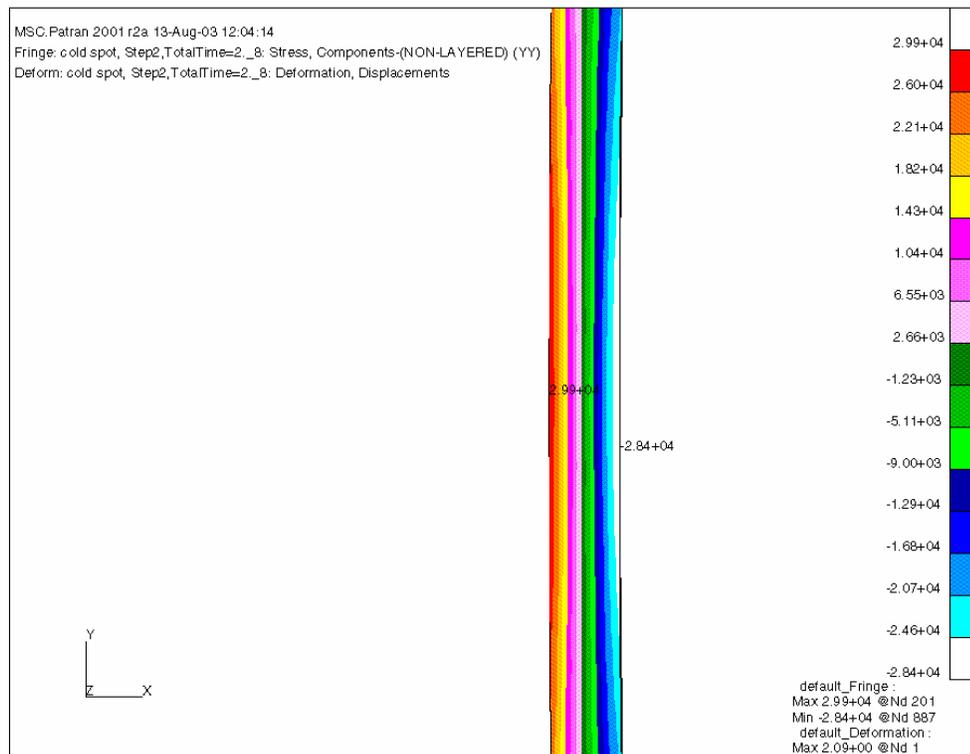
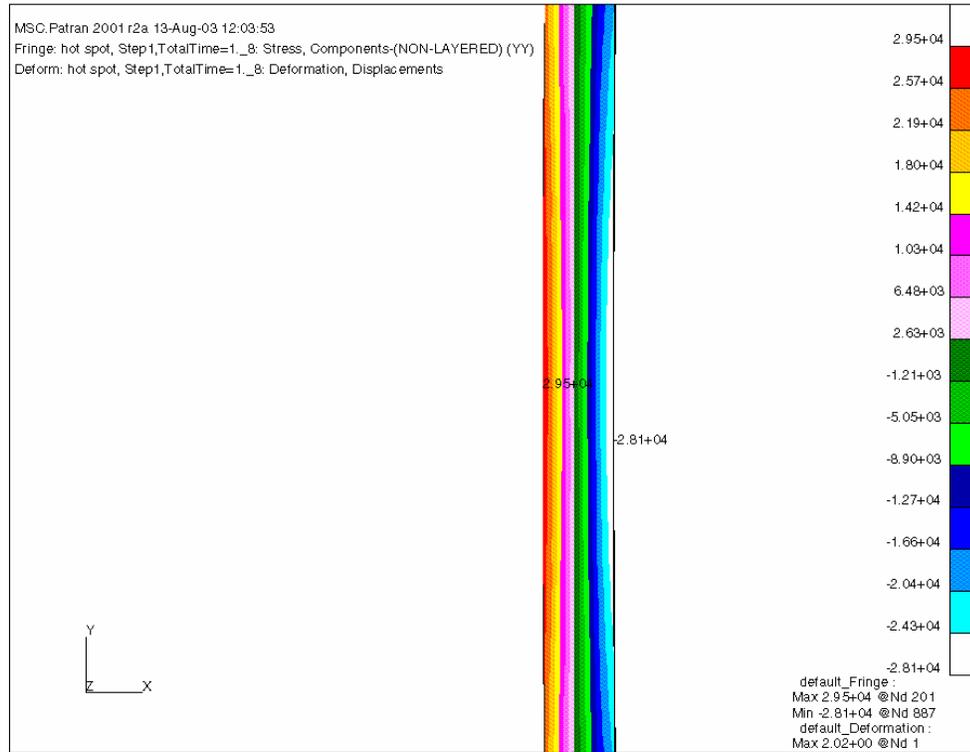
Apéndice Q2. Esfuerzos longitudinales en punto frío sobre virola sin soldadura bajo un gradiente de 12°F/pulg, sin presión interna y con presión interna [psi].



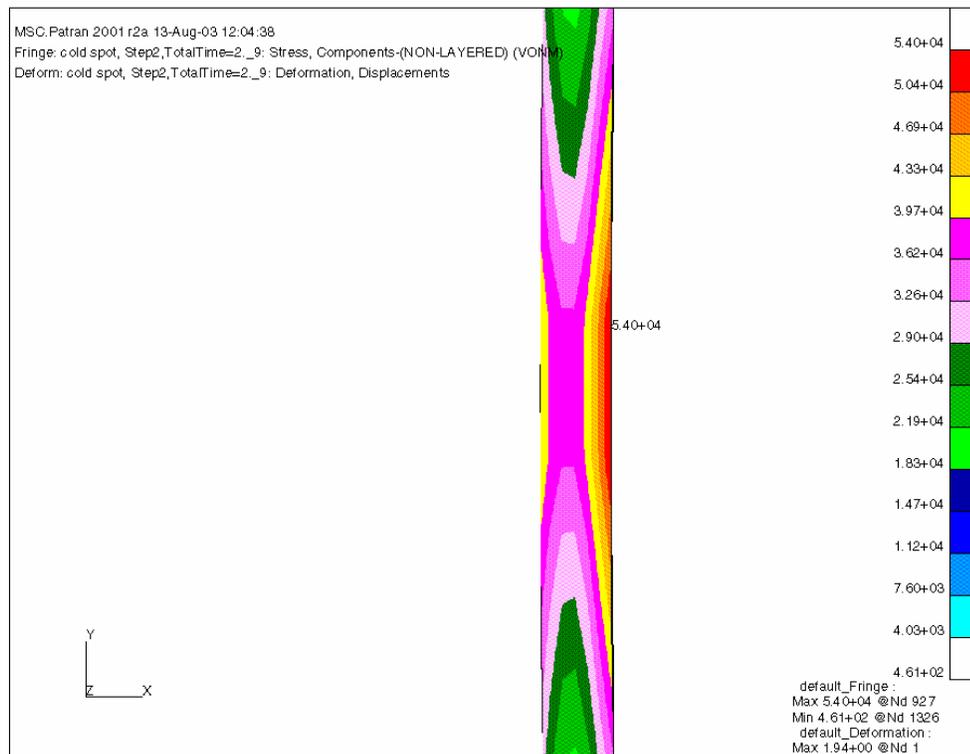
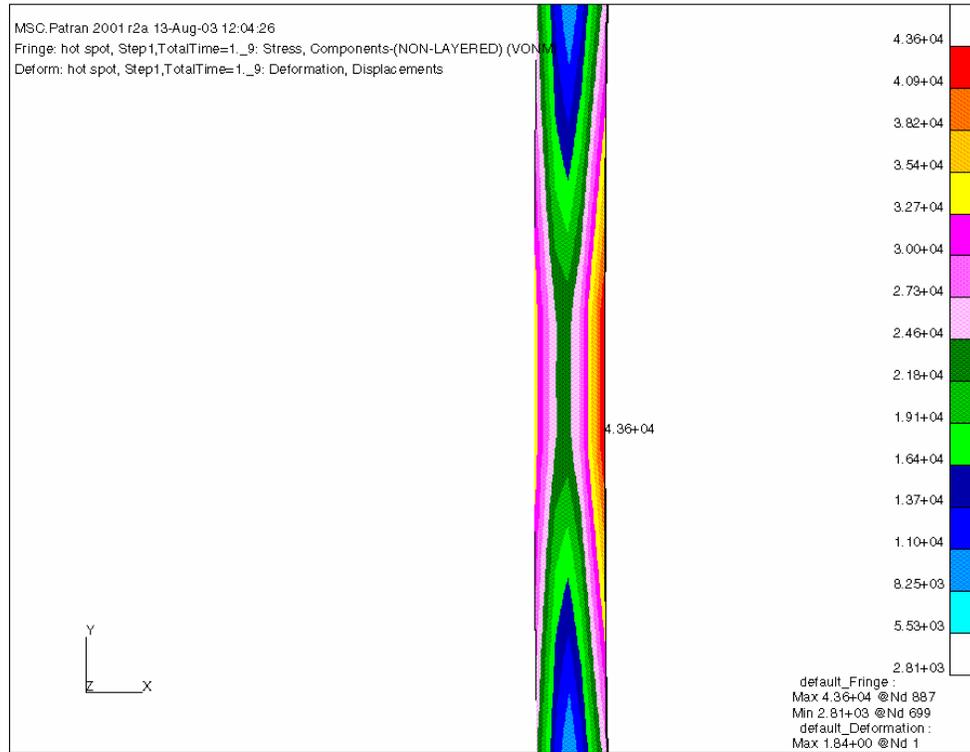
Apéndice R1. Distribución de esfuerzos en punto frío sobre virola sin soldadura bajo un gradiente de 16°F/pulg, sin presión interna y con presión interna [psi].



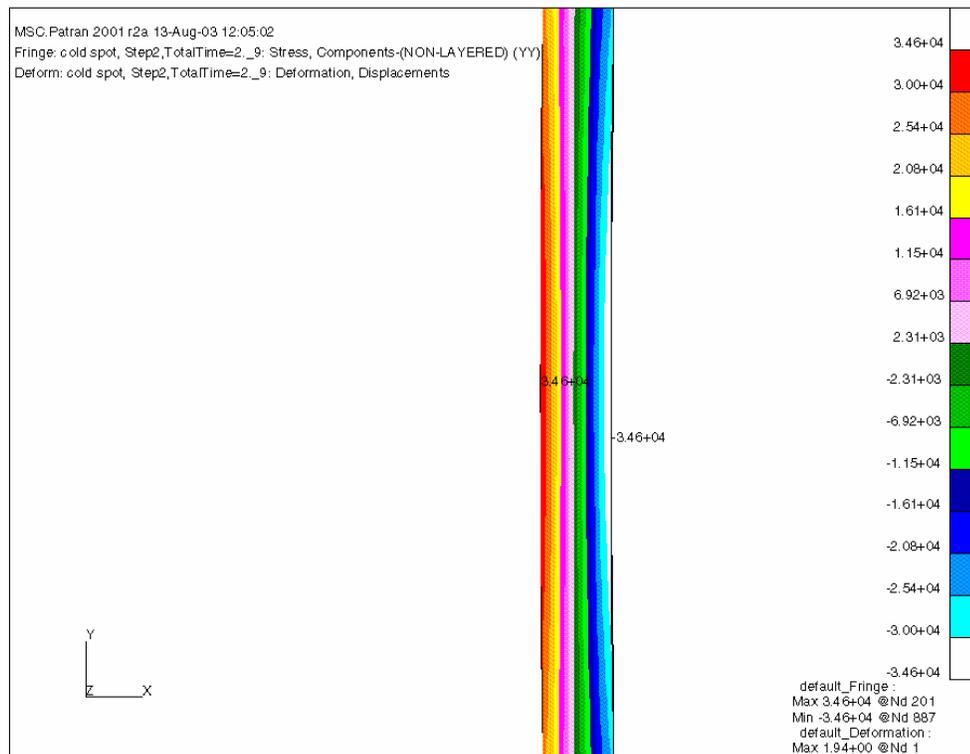
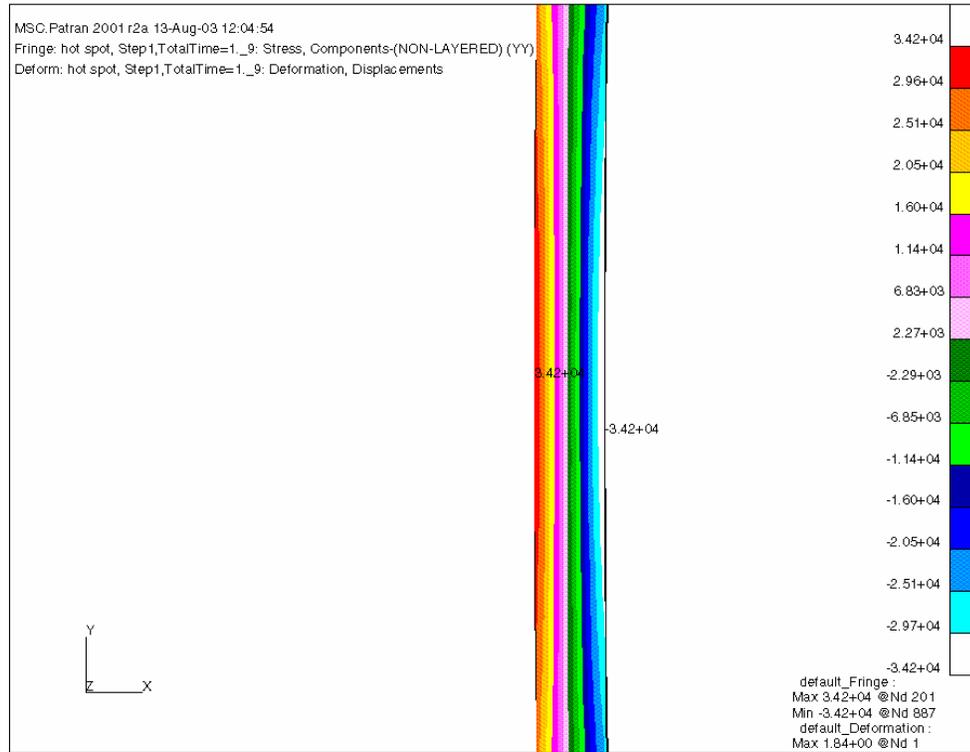
Apéndice R2. Esfuerzos longitudinales en punto frío sobre virola sin soldadura bajo un gradiente de 16°F/pulg, sin presión interna y con presión interna [psi].



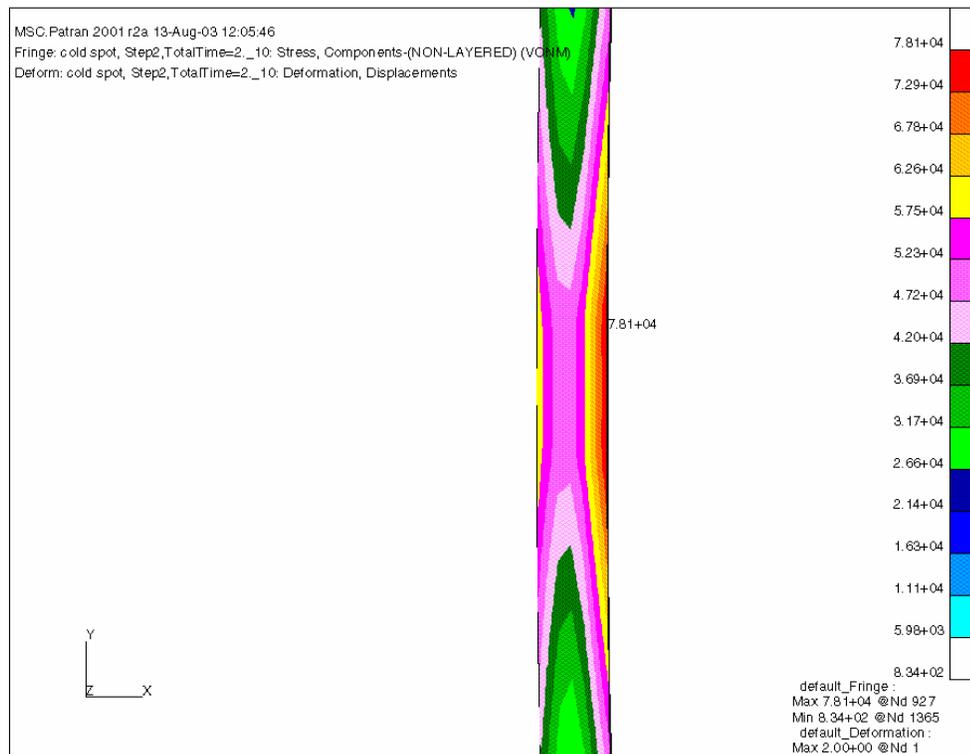
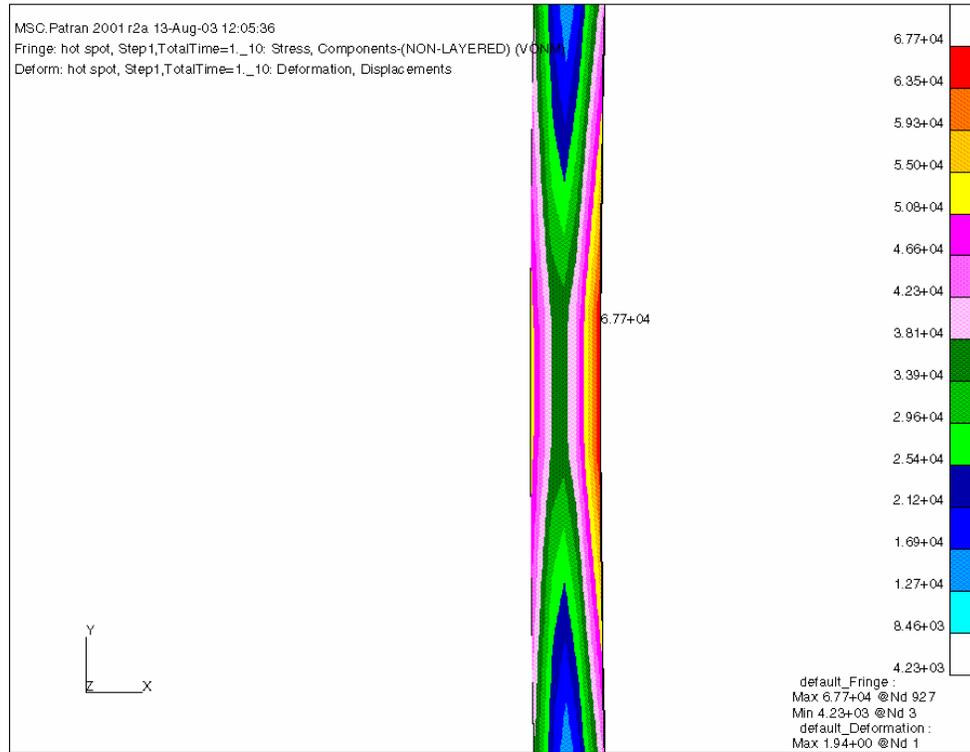
Apéndice S1. Distribución de esfuerzos en punto frío sobre virola sin soldadura bajo un gradiente de 20°F/pulg, sin presión interna y con presión interna [psi].



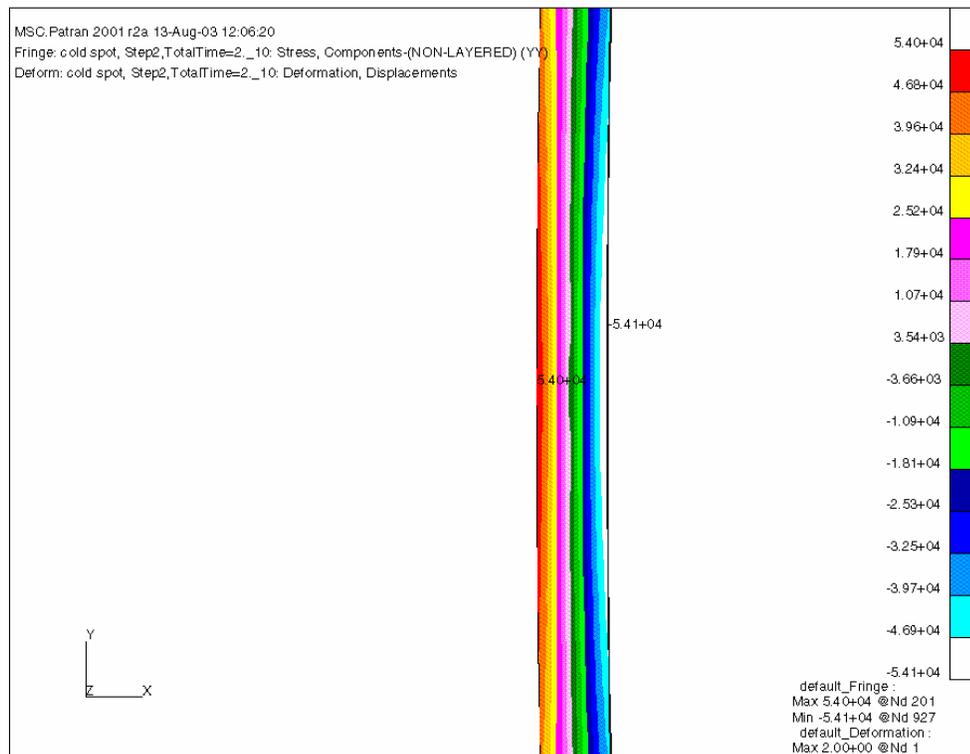
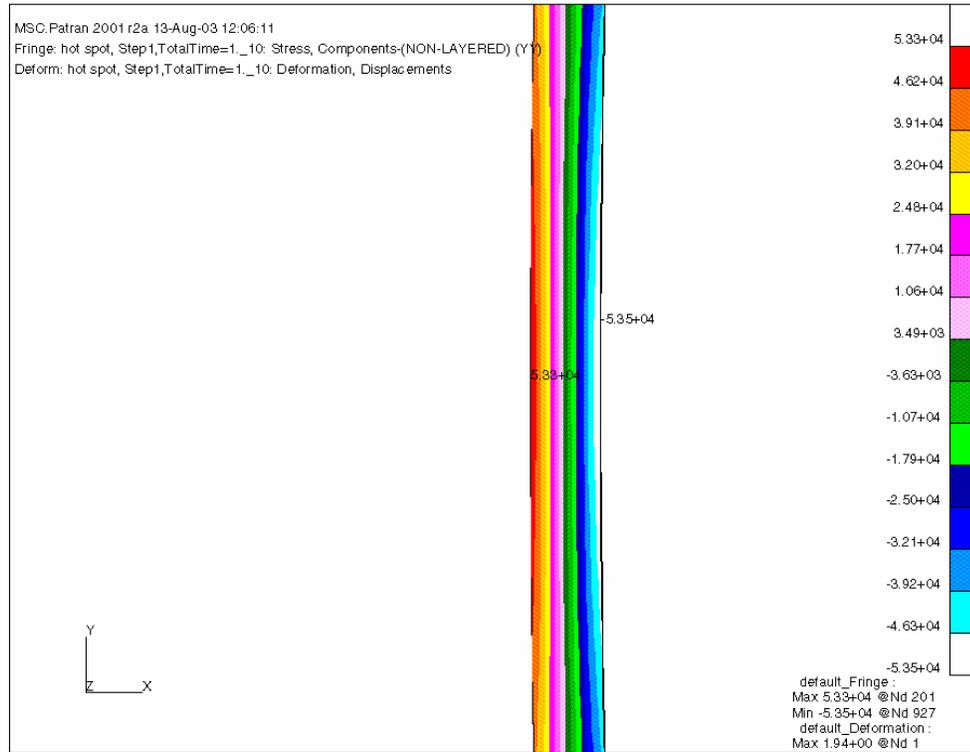
Apéndice S2. Esfuerzos longitudinales en punto frío sobre virola sin soldadura bajo un gradiente de 20°F/pulg, sin presión interna y con presión interna [psi].



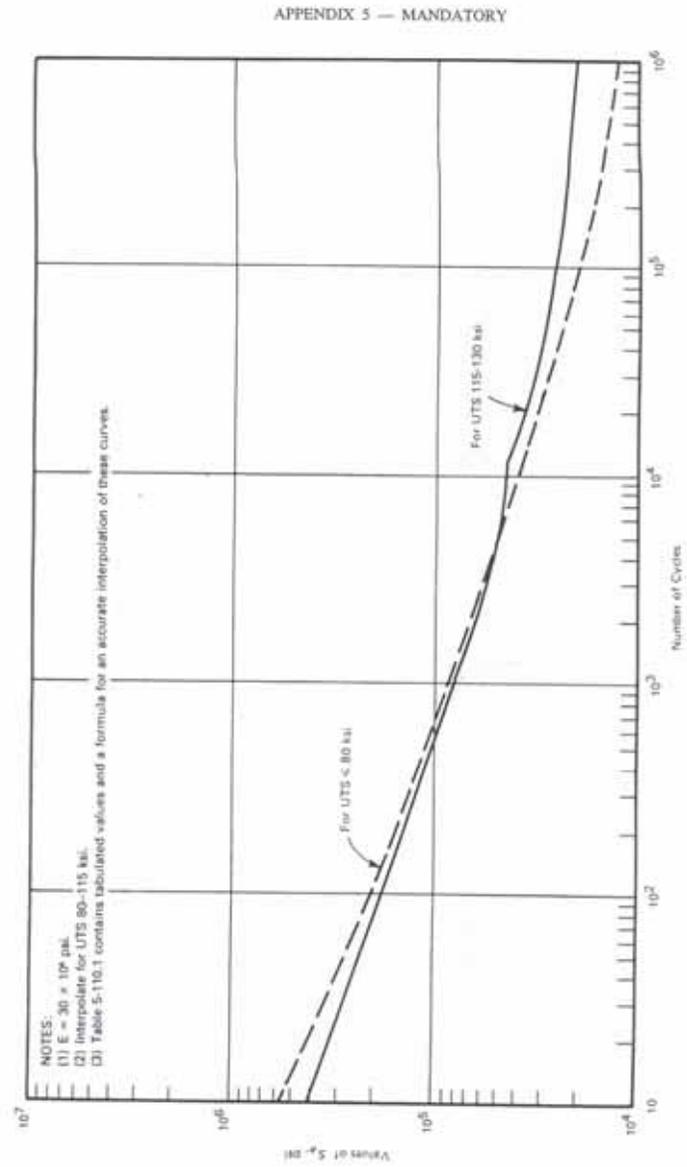
Apéndice T1. Distribución de esfuerzos en punto frío sobre virola sin soldadura bajo un gradiente de 36°F/pulg, sin presión interna y con presión interna [psi].



Apéndice T2. Esfuerzos longitudinales en punto frío sobre virola sin soldadura bajo un gradiente de 36°F/pulg, sin presión interna y con presión interna [psi].



Apéndice U. Curvas de diseño a fatiga para aceros al carbono según ASME Sección VIII, Apéndice 5.



Apéndice V. Categorías de esfuerzos en recipientes.

Categorías de esfuerzos en recipientes.

Un recipiente de coquización retardada está sometido a un estado generalizado de esfuerzos asociados a cargas sostenidas, gradientes térmicos, discontinuidades, uniones, boquillas, etc. Los esfuerzos que están presentes en los recipientes a presión están separados en varias clases de acuerdo con los tipos de carga que ellos generan, y el efecto que ellos producen en el recipiente.

Las diversas clases de esfuerzos, sus categorías y los valores permisibles están basados en el tipo de carga que ellos producen y en el efecto que generan para la estructura. Las cargas permanentes producen esfuerzos primarios, mientras que las que no son permanentes producen esfuerzos secundarios.

Las cargas distribuidas producen esfuerzos membranales locales y de flexión al igual que las cargas locales que también producen esfuerzos membranales locales y de flexión. De acuerdo a la teoría presentada por el autor Dennis Moss¹⁵, los esfuerzos primarios se deben mantener más bajos que los secundarios, porque los primarios son los capaces de producir fallas catastróficas, mientras que los secundarios más bien son asociados a deformaciones, agrietamientos y fallas por fatiga.

Tipos de esfuerzos.

Los esfuerzos que se aplican en recipientes a presión, se pueden agrupar en esfuerzos primarios, secundarios y localizados o pico. Cada subdivisión de estos tipos de esfuerzos es hecha de acuerdo a los efectos generados en el recipiente. A su vez,

¹⁵ Moss, D. (1987). Pressure vessels design manual. United State: Gulf Publishing Company.

dentro de estas tres grandes clases se encuentran varios tipos de esfuerzos, que se mencionan a continuación:

- | | |
|---------------|--------------------------|
| 1. Tensión | 9. Térmico |
| 2. Compresión | 10. Tangencial |
| 3. Corte | 11. Carga inducida |
| 4. Flexión | 12. Deformación inducida |
| 5. Rotación | 13. Circunferencial |
| 6. Axial | 14. Longitudinal |
| 7. Membranal | 15. Radial |
| 8. Principal | 16. Normal |

Clases de esfuerzos.

Como se indicó antes, existen tres grandes clases de esfuerzos que se resumen en la siguiente tabla:

Tabla. Clasificación de esfuerzos según su causa.

Esfuerzos primarios	Esfuerzos secundarios	Esfuerzos localizados o pico, F
General: <ul style="list-style-type: none"> • Esfuerzos membranales generales primarios, Pm • Esfuerzos de flexión generales primarios, Pb 	Esfuerzos secundarios membranales, Qm	Esfuerzos en la esquina de una discontinuidad.
Esfuerzos locales primarios, Pl	Esfuerzos de flexión secundarios, Qb	Esfuerzos térmicos en una pared causado por un cambio brusco de temperatura.

A continuación se explican cada una de las clasificaciones de los esfuerzos primarios, secundarios y de pico:

a) Esfuerzos generales primarios.

Estos esfuerzos actúan sobre una sección transversal completa del recipiente, se producen por cargas mecánicas y son los más peligrosos de todos los tipos de esfuerzos. Estos esfuerzos generalmente se deben a presiones internas o externas, o producidas por fuerzas y momentos externos prolongados. Los esfuerzos generales primarios se dividen en membranales y de flexión. El esfuerzo primario que excede el esfuerzo de fluencia del material puede causar falla o una gran distorsión. Típicamente se calcula usando alguna de las siguientes ecuaciones:

$$PR/t, F/A, MC/I, TC/J$$

Donde

P: presión interna de operación

R: radio interno del recipiente

t: espesor de la pared del recipiente

F: fuerza axial

A: área

M: momento aplicado

C: distancia del eje de simetría a la fibra más alejada del recipiente

I: momento de inercia

T: momento torsor aplicado

J: momento polar de inercia

a.1) Esfuerzos primarios generales membranales, P_m . Estos esfuerzos ocurren a través de toda la sección transversal del recipiente y están lejos de discontinuidades tales como cabezales, intersecciones cono-cilindro, boquillas y soportes. Algunos de estos son:

- Esfuerzos circunferenciales (S_{33}) y longitudinales (S_{22}) debido a presión.
- Esfuerzos axiales de tensión y compresión debido al viento.
- Esfuerzos longitudinales debido a la flexión del recipiente horizontal sobre los soportes.

- Esfuerzos membranales en el centro de un cabezal plano.
- Esfuerzos de compresión axial debido al peso.

a.2) Esfuerzos primarios generales de flexión, P_b . Los esfuerzos de flexión primario se deben a cargas sostenidas y son capaces de causar colapso al recipiente. Relativamente son pocas las áreas donde ocurren los esfuerzos de flexión primario. Entre ellos se pueden citar:

- Esfuerzos de flexión en el centro de un cabezal plano o corona.
- Esfuerzo de flexión en una sección cónica poco profunda.
- Esfuerzos de flexión en las uniones de espacios cercanos a aberturas.

a.3) Esfuerzos membranales primarios locales, P_l . Son el resultado de una combinación de dos esfuerzos, los membranales primarios P_m , más los esfuerzos membranales secundarios producidos por cargas prolongadas. Se han agrupado para limitar el esfuerzo permisible para esta particular combinación, a un nivel más bajo que el permitido por otras aplicaciones de esfuerzos primarios y secundarios.

Un esfuerzo local primario es producido bien sea por efectos de la presión solamente o por cargas mecánicas.

Los esfuerzos membranales primarios locales son una combinación exclusiva de esfuerzos membranales.

b) Esfuerzos Secundarios.

La característica básica de un esfuerzo secundario es que es autolimitante, esto es, que la fluencia local y distorsiones menores pueden satisfacer las condiciones que produjeron el esfuerzo. La aplicación de un esfuerzo secundario no puede causar falla en la estructura debido a restricciones producidas por el material del equipo. Este tipo de esfuerzo se desarrolla en las juntas de grandes componentes en un recipiente a presión, por cargas radiales en boquillas, entre otras causas.

Los esfuerzos secundarios son esfuerzos que provocan deformación, agrietamientos y fallas por fatiga.

La División 2 del Código ASME impone la restricción que la longitud sobre la cual el esfuerzo es secundario es $\sqrt{(R_m * t)}$.

Donde:

R_m : radio meridional del recipiente

t : espesor de la pared del recipiente

Más allá de la región definida por esta longitud, los esfuerzos son considerados como esfuerzos principales primarios.

Los esfuerzos secundarios se dividen en dos grupos adicionales, que se describen a continuación:

b.1) Esfuerzos membranales secundarios, Q_m . Los esfuerzos membranales secundarios se dividen a su vez en:

- Esfuerzos axiales en la junta y en el centro de una brida.
- Esfuerzos térmicos.
- Esfuerzos membranales en la región de inflexión del cabezal.
- Esfuerzos membranales debido a cargas locales.

b.2) Esfuerzos de flexión secundarios, Q_b . Los esfuerzos de flexión secundarios son aquellos que se generan por las siguientes condiciones:

- Esfuerzos de flexión en una discontinuidad estructural grande: boquillas, etc.
- La porción no uniforme de la distribución de esfuerzos en un recipiente de pared gruesa debido a la presión interna.
- La variación de esfuerzos del esfuerzo radial debido a la presión interna en recipientes de pared gruesa.
- Esfuerzos producidos por anillos de soporte o rigidizadores.

c) Esfuerzos localizados o picos.

Estos esfuerzos son los que se generan debido a la intensificación de esfuerzos en áreas localizadas con cambios marcados en la geometría. Ellas se aplican tanto a cargas sostenidas como a cargas autolimitantes. Este tipo de esfuerzos picos se suman a los esfuerzos primarios y secundarios presentes en el punto de concentración de esfuerzos. Son realmente importantes en condiciones de fatiga, ya que son fuentes de origen fractura y aplican a esfuerzos de membrana, flexión y de corte.

Apéndice W. Consideraciones generales utilizadas por el programa computacional de elementos finitos.

Consideraciones generales utilizadas por el programa computacional de elementos finitos.

Existen tres pasos básicos, necesarios para el uso de un programa de elementos finitos: pre-procesamiento, solución y post-procesamiento. En la primera etapa, se genera el modelo y se suministra la información relacionada al tipo de análisis, tipo de elementos, materiales y condiciones de borde. En la fase de solución se resuelve el sistema de ecuaciones asociado al problema y en el post-procesamiento se manejan y estudian los resultados, a través de su presentación en gráficos y tablas.

A) Pre-procesamiento.

Tipo de análisis:

Estructural: se utiliza cuando se tiene un modelo con una condición de carga específica y se desea saber su respuesta a esas solicitaciones bien sea en esfuerzos-deformaciones, vibraciones, etc.

Tipos de elementos:

Antes de generar el mallado sobre el modelo geométrico que se desea procesar, es necesario especificar el tipo de elementos que van a ser usados en el análisis. Las formas de elementos utilizados son las siguientes:

Elementos tipo concha: las estructuras que se modelan con este tipo de elementos son aquellas que tienen un espesor mucho menor a las otras dos dimensiones. Álabes

de turbinas, recipientes a presión de pared delgada, plataformas de metal y estructuras curvas que pueden ser modeladas con este tipo de malla.

Elementos axisimétricos y sólidos: los elementos sólidos son usados para modelar estructuras y componentes en los cuales el espesor es sustancial en comparación con las otras magnitudes. Ejemplos de tales estructuras son: válvulas, juntas soldadas, cilindros de pared gruesa, etc. Usando esta forma de elementos se puede obtener una distribución de esfuerzos a través del espesor de la estructura que se desea analizar, de una manera bastante exacta. Los elementos axisimétricos son utilizados en muchas aplicaciones prácticas en donde se tienen partes que pueden ser manejadas como sólidos de revolución, es decir, componentes cuya geometría es independiente de la coordenada circunferencial en un sistema de referencia cilíndrico.

Propiedades de los materiales:

Los programas de elementos finitos pueden trabajar con materiales de propiedades isotrópicas, anisotrópicas o compuestas. Las propiedades básicas para el análisis estructural elástico son las siguientes:

- E : Módulo de Young o módulo de elasticidad.
- G : Módulo de corte.
- ν : Relación de Poisson.
- α : Coeficiente de expansión térmica.
- ρ : Densidad.

Para aquellos problemas que involucran esfuerzos que superan el límite elástico de los materiales, es necesario considerar los valores de resistencia a la fluencia (S_y), resistencia a la tracción (S_u) y deformación a la fractura (ϵ_f).

Generación de malla:

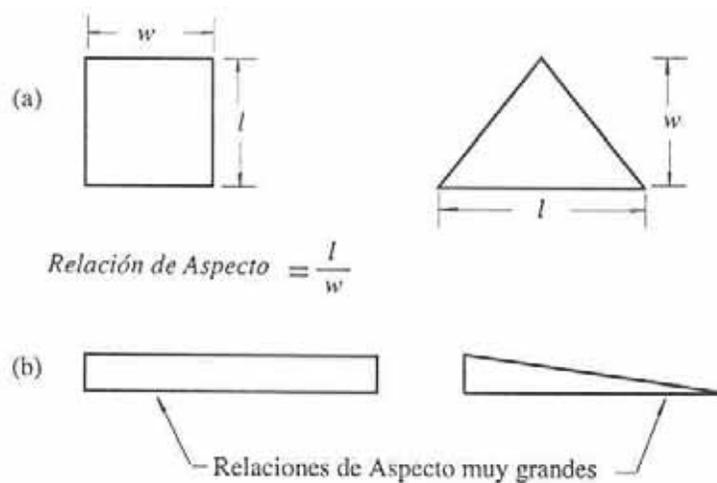
Antes de realizar el mallado del modelo (discretización del problema en nodos y elementos), es necesario describir la geometría del mismo mediante un dibujo o figura que represente la estructura o componente que se desee simular. Después de crear la representación gráfica, se debe definir el patrón nodal (número de nodos por elementos) más adecuados para la obtención de resultados con un grado suficiente de precisión. Al momento de determinar este patrón es importante tomar en cuenta que a mayor número de nodos, es mayor el tiempo de procesamiento de las ecuaciones asociadas al problema.

Reglas generales para realizar un mallado de elementos finitos.

1. La malla debe ser válida, es decir, sin agujeros, no se debe intersectar ella misma, etc. Aunque este es un requerimiento obvio, muchos esquemas de generación de mallas requieren una enorme verificación de estas condiciones.
2. La densidad de la malla debe ser controlable para permitir un equilibrio entre la exactitud de la solución y los cálculos en el tiempo.
3. La densidad de la malla debe variar dependiendo de la exactitud deseada en cada lugar del dominio y esta variación debería ser suave para reducir errores numéricos.
4. En problemas que envuelven cargas concentradas o discontinuidades geométricas se debe aplicar el principio de St. Venant, para determinar las dimensiones y áreas mínimas necesarias para el refinamiento del mallado. Este

principio establece básicamente, que las cargas localizadas y las discontinuidades geométricas causan esfuerzos y deformaciones únicamente en los alrededores inmediatos a éstas. La distancia desde el punto de aplicación de la fuerza (carga) hasta donde se disipan los esfuerzos se conoce como longitud de atenuación. El código ASME para recipiente a presión, especifica que dicha longitud es de $2,5\sqrt{R * t}$ para estructuras cilíndricas.

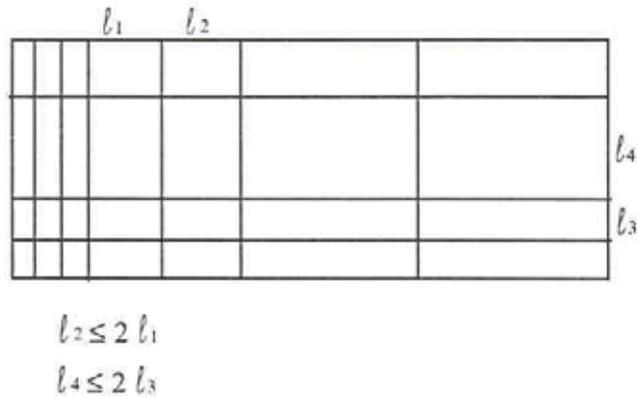
5. Se deben colocar nodos en puntos de soportes, en puntos de carga y en otras locaciones donde se requiera información específica en cuanto a esfuerzos, temperaturas, deformaciones, etc.
6. La relación de aspecto (relación ancho-largo) tiene que ser lo más cercana posible a la unidad. Debe ser tomada en cualquier caso menor que 3,0. Ver figura siguiente.



Relación de aspecto en distintos tipos de elementos.

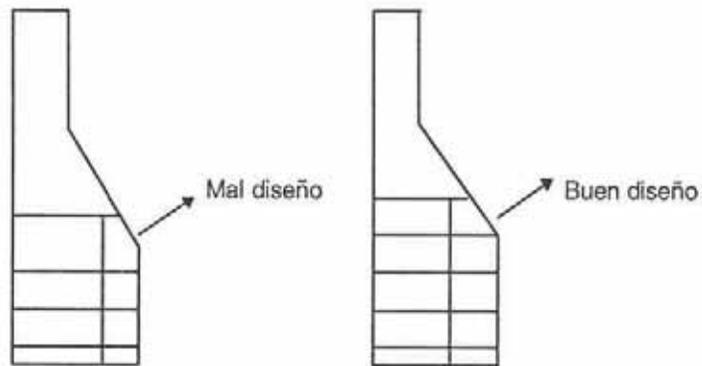
7. En general, los ángulos interiores de los elementos de la malla, deben ser aproximadamente iguales (triángulos equiláteros, tetraedros regulares). Elementos altamente distorsionados (triángulos delgados por ejemplo) pueden ocasionar problemas de estabilidad numérica causados por errores de redondeo.
8. Se debe emplear, en la medida de lo posible, un patrón de malla uniforme. Cuando se hagan transiciones de una malla gruesa a una más refinada, la

relación entre las dimensiones de los elementos adyacentes no debe ser mayor a 2. Si es necesario, se debe hacer la transición en varias etapas de manera de garantizar este factor de refinamiento. Figura siguiente.



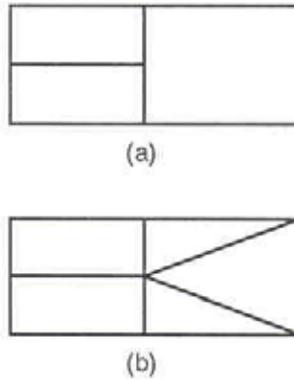
Patrón de malla con zona de transición entre tamaños de elementos.

9. No se deben extender elementos a través de discontinuidades o cambios de espesor. En estos casos se debe agregar nodos (refinamiento), o bien se debe cambiar el mallado a uno más fino. Ver figura siguiente.



Localización correcta de los nodos en un modelo.

10. Cuando se genere la malla es importante que todos los nodos queden interconectados. Los puntos (nodos) interiores deben estar unidos a todos los lados o puntos adyacentes, tal y como se ilustra en la figura siguiente.



Conexión de nodos internos: a) Mal diseño. b) Buen diseño.

Condiciones de borde:

Para prevenir que el modelo de elementos finitos, en un análisis estructural se mueva libremente en el espacio, y para evitar que aparezcan singularidades en la matriz asociada a las ecuaciones que gobiernan el problema, es necesario restringir todos los grados de libertad de la estructura en algunos nodos estratégicos del modelo. Las condiciones de borde se imponen de manera que se puedan obtener los vínculos y desplazamientos en los puntos apropiados. En general, las restricciones simulan los soportes reales de la estructura, especificados como desplazamientos de valor cero en los nodos correspondientes.

Aplicación de las cargas:

Típicamente, las cargas son introducidas como fuerzas y momentos concentrados o localizados en un nodo, como fuerzas distribuidas, presiones o temperaturas preescritas en un análisis de esfuerzos, y como temperaturas o flujos de calor en un análisis térmico. Al definir las cargas es importante asegurar que las fuerzas presiones o flujos de calor presenten la dirección y el sentido adecuado.

B) Solución o procesamiento.

La función principal de un programa computacional de elementos finitos es resolver la matriz de las ecuaciones simultáneas que gobiernan la estructura simulada. En un análisis estructural, el tamaño del problema es función del tamaño de la matriz de rigidez, mientras que en un análisis de transferencia de calor, la matriz de conducción es quien gobierna el tamaño del análisis. Como ya se ha expresado, en la fase de resolución, el programa emplea un método aproximado basado en la discretización de las ecuaciones gobernantes, en función de un número finito de elementos y nodos sobre los que se aplican y resuelven tales ecuaciones.

C) Post-procesamiento.

La confiabilidad de los resultados en un análisis de elementos finitos es en su esencia, responsabilidad del programador o ingeniero y no del programa propiamente. Una interpretación incorrecta de los resultados puede traer como consecuencia, serios errores de ingeniería con efectos potencialmente peligrosos.

La etapa de post-procesamiento, permite procesar los resultados del análisis realizado, de manera gráfica y sobre el modelo empleado en la simulación. Los resultados pueden ser estructurales (esfuerzos, desplazamientos y deformaciones) o térmicos (temperaturas, flujos de calor, etc.), vinculados a los diferentes nodos y elementos del mallado.

Los programas comerciales de elementos finitos, generalmente presentan la solución de manera gráfica y en forma de valores numéricos precisos. Los resultados gráficos son en primera instancia, más fácil de interpretar que los numéricos aunque no proporcionan los valores generados para cada nodo en particular. Por su parte, el

trazado de los desplazamientos en un análisis estructural, representa una excelente forma de identificar posibles errores en el modelaje del problema.

La mejor forma de interpretar la solución de un análisis, es inspeccionar primero los desplazamientos y los resultados en forma gráfica, para verificar si el comportamiento físico global del modelo es razonable, y después revisar los resultados numéricos particulares de los nodos y elementos en los que se requiera mayor precisión y exactitud.

Apéndice X. Plano del recipiente de coquización retardada considerado para este estudio.