



UNIVERSIDAD
CIENFUEGOS
Carlos Rafael Rodríguez

Trabajo de Diploma

*Título: Análisis de las Causas
de las Fallas de las Uniones
Soldadas del Pre Calcinador
de Clinker de la Línea No. 3
de la Empresa de Cemento
Cienfuegos S.A.*

Autor: Artien Sánchez Macías

*Tutores: Dr. Rafael Goysóolo Espinosa
Dr. Hernán Hernández Herrera
M.Sc. Juan Gabriel Noa Aquileo*



MECÁNICA

*Año 49 de la Revolución.
2006-2007*



“.... Hay que trabajar todos los días.

Trabajar en el sentido interno

del perfeccionamiento,

***de aumento de los conocimientos,
de aumento de la Comprensión
del mundo que nos rodea.”***

Ernesto “Che” Guevara de la Serna

A mis Padres, mi Hermano y Familia

*Por toda su dedicación y desvelos para que yo triunfe en
cada etapa de mi vida.*

*A mi novia por preocuparse tanto por brindarme tanto amor
y cariño.*

A los Profesores

*Que nos han dado los conocimientos necesarios
Para ser útiles a la sociedad*

A la revolución Cubana

Que gracias a ella nos hemos podido formar correctamente.

Especialmente a mi Tutor: Dr. Rafael Goytisoló Espinosa, a mis tutores Dr. Hernán Hernández M.Sc. Juan Gabriel Noa Águila por haber hecho suya la preocupación del desarrollo de este trabajo.

A los trabajadores de la Fábrica de Cementos de Cienfuegos S.A, principalmente a Ada que me ha ofrecido su ayuda incondicionalmente.

A mis amigos y a todos aquellos que de una forma u otra tuvieron que ver en la culminación de mi carrera.

En el trabajo se esclarecen las causas de la aparición de las grietas en las Uniones Soldadas de los Ciclonos del Precalcinador de clinker de la línea No. 3 Empresa “Cementos Cienfuegos S.A.” y se aportaron las posibles soluciones, algunas de las cuales están aplicadas. Además damos a conocer las características del proceso seco de producción de cemento. Se demostró que tanto la diferencia de temperatura como las presiones en las paredes favorecen el efecto de borde lo cual provoca las tensiones, sin embargo este último desaparece según la grieta aumenta pues la restricción desaparece. En el trabajo se aplica la Mecánica de la Fractura para evaluar crítico de las grietas y la vida residual.

Introducción	1
Capítulo I : Generalidades del Proceso Seco en la Producción de Cemento y Caracterización del Precalcinador del Clínter de la Empresa Cementos Cienfuegos S.A.	5
1.1. Agregados para la calcinación de la mezcla en el procedimiento seco de producción de cemento	5
1.2. Hornos rotatorios para el procedimiento seco de producción y sus parámetros principales	9
1.3. Termopermutadores ciclónicos.....	10
1.4. Descripción de la Instalación de Precalcinación de Clínter de la Línea No. 3 de la Empresa Cementos Cienfuegos S.A.....	17
1.5. Caracterización de las grietas observadas en los cordones de soldadura de los ciclones	18
1.5.1 Caracterización de las presiones de trabajo de los diferentes ciclones ...	25
Caracterización de las temperaturas de trabajo de los diferentes ciclones.	26
1.7. Caracterización del material de la pared de los ciclones	28
1.8. Caracterización del Electrodo empleado en los cordones de soldadura	29
Caracterización de la diferencia de temperatura entre dos secciones contiguas en la zona de los cordones de soldadura	30
Capitulo II. Cálculo de las tensiones en la pared de los ciclones	
2.1. Cálculo de tensiones en bóvedas simétricas de paredes delgadas con carga simétrica según la Teoría Membranal	32
2.1.1 Teoría Membranal. Ecuación de Laplace.....	32
2.1.2 Recipiente cilíndrico de paredes delgadas).....	35
2.1.3. Recipiente Cónico de Paredes Delgadas.....	37
2.1.4. Efecto de borde en los recipientes de paredes delgadas.....	39
2.2 Tensiones térmicas en recipientes cilíndricos provocadas por la diferencia de temperatura entre la superficie interior y exterior de la pared.....	42
2.3. Características y eficiencia de las costuras soldadas de los recipientes sometidos a presión.....	43
2.4 Evaluación del Efecto de Borde en los ciclones por la acción de la restricción de las deformaciones provocadas por las presiones y por la	

temperatura.....	47
2.5. Análisis por Elementos Finitos de la Brida Inferior del Ciclón Z 12.....	55
Capítulo III Aplicación de la Mecánica de la Fractura en la evaluación del tamaño crítico de las grietas y en el cálculo de la vida residual.	
3.1 Tenacidad a la Fractura del Material de los Ciclones.....	56
rización del estado tensional en la zona de las grietas de fatiga de los ciclones y de los modelos empleados para su estudio según la Mecánica de la Fractura.	56
3.3 Obtención de la Gráfica de Resistencia Residual para el defecto supuesto	61
3.4 Evaluación del Crecimiento Subcrítico de las Grietas.....	62
Conclusiones Generales.....	66
Recomendaciones.....	68
Bibliografía.....	69
Referencia Bibliográfica.....	70

Introducción

La Fábrica de Cemento “Karl Marx”, fue instalada en Cuba mediante la colaboración con la antigua RDA por la firma VEB ZAB Dessan Veb Sket Magdeburg. Se montó en los años 1976 a 1980 con fecha de puesta en marcha: 16 de febrero de 1980. La Fábrica contaba con tres líneas de producción de lo que se conoce como Proceso Húmedo. Los hornos rotatorios de las líneas fueron modificados durante el Período Especial para quemar crudo cubano con el objetivo de lograr mayores rendimientos y economía de combustible. La tendencia mundial es al empleo de lo que se conoce como Proceso Seco, de aquí que al surgir la Empresa Mixta “Cementos Cienfuegos S.A. la parte extranjera se inclinara a rehabilitar una de las tres líneas con esa tecnología.

La Empresa Mixta “Cementos Cienfuegos S.A.” surgió a partir de la antigua Fábrica de Cementos “Karl Marx” sobre la base de negociaciones que se iniciaron en el año 2000 con la parte extranjera y a mediados del año 2001 se inició la inversión consistente en una rehabilitación general de la antigua Empresa de Cementos “Karl Marx” y el montaje de equipamiento nuevo en la Línea No. 3 que incluyó un nuevo horno capaz de emplear como combustible carbón de piedra (coke), petróleo o una mezcla de estos. Se instaló una planta trituradora de combustibles sólidos para su empleo como combustible en los hornos y se creó un patio de almacenamiento de estos combustibles. Para mejorar la tecnología de producción de clinker, se instaló un Torre Precalcinadora de Clinker, tal como lo requería la nueva tecnología. Este Trabajo fue realizado por varias empresas contratistas, la Ingeniería de la Planta en su conjunto fue desarrollada por una Firma Canadiense “Canadian Engineering Group”, la Empresa Cubana de Acero construyó los ciclones, conductos y recipientes de la instalación. La puesta en marcha de la instalación se produjo en Noviembre del 2004. En la Figura No 1 se muestra la Placa que señala los datos de fabricación por parte de Cubana de Acero.

A mediados del año 2005 se comenzaron a producir grietas en los cordones de soldaduras longitudinales y transversales de los ciclones del Precalcinador sin causa aparente alguna lo que provocó que los técnicos de la Empresa comenzaran a aplicar soluciones emergentes, pero sin conocer realmente las causas de las grietas, ni la peligrosidad de las mismas.

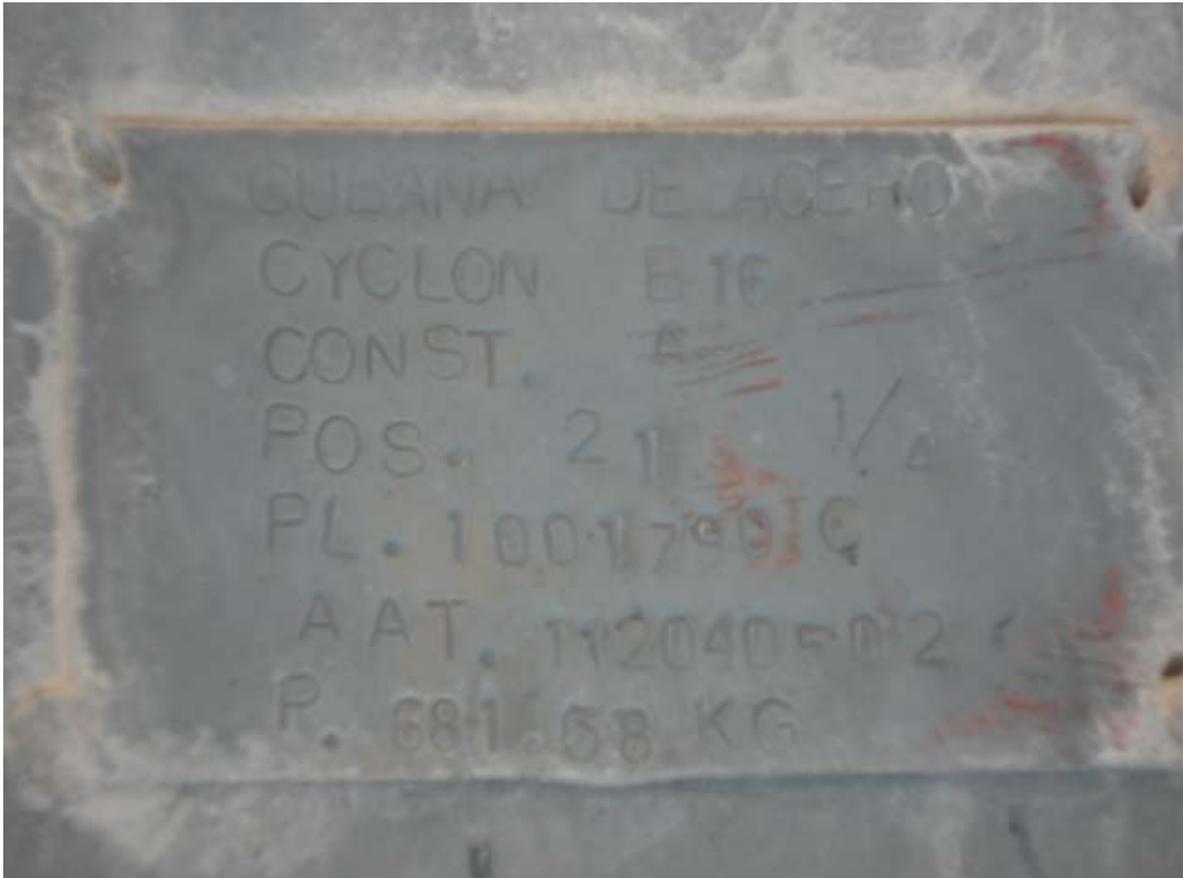


Fig. 1 Placa que presenta los datos de fabricación de los ciclones por parte de la Empresa Cubana de Acero.

Ante esta **Situación Problemática** la Dirección de la Empresa solicitó los Servicios del Colectivo de Mecánica Aplicada de la Universidad de Cienfuegos para conducir una Investigación que permita esclarecer las causas de las grietas y establecer las recomendaciones necesarias para su solución. Durante la investigación preliminar realizada se formuló la **Hipótesis** de que las posibles causas fundamentales de las grietas podían ser:

1. La presencia de tensiones suplementarias sobre los cordones originados por el efecto de borde en las zonas donde existen restricciones a las deformaciones originadas por la presión.
2. La presencia de tensiones suplementarias sobre los cordones originados por el efecto de borde en las zonas donde existen diferencias entre las deformaciones térmicas originadas por las diferencias de temperatura en la pared en la dirección longitudinal.
3. La posible presencia de tensiones residuales originadas durante el proceso de soldadura.

Identificada la Situación Problémica y formulada la Hipótesis mencionada se desarrolló entonces una investigación cuyo **Objetivo General** fue:

- Contribuir a esclarecer las causas de la aparición de las grietas en los cordones de soldadura de la instalación y establecer las recomendaciones correspondientes para su limitación.

Las **Tareas de investigación** a realizar son las siguientes:

1. Profundizar en las generalidades del Proceso Seco de Producción de clinker y específicamente en las particularidades del Proceso de Precalcinación del mismo.
2. Caracterizar completamente el precalcinador de clinker de la Empresa de Cemento Cienfuegos S.A.
3. Realizar un perfil de presiones de la instalación y de sus niveles de variación en un período típico de 24 horas.
4. Realizar un perfil de temperaturas de la instalación y de sus niveles de variación en un período típico de 24 horas.
5. Realizar un estudio de la variación de temperatura a lo largo de la longitud de determinados cordones de la instalación.
6. Evaluar la magnitud del incremento de las tensiones locales originadas por el efecto de borde provocado por la presión en los ciclones para caracterizar su peligrosidad.
7. Evaluar la magnitud del incremento de las tensiones locales originadas por el efecto de borde provocado por la diferencia de temperatura en los cordones para caracterizar su peligrosidad.
8. Calcular la magnitud de las tensiones y su variación cíclica en los cordones originadas por los posibles efectos y calcular que niveles debían alcanzar estas para provocar la falla de los cordones de soldadura.
9. Aplicar los criterios de la Mecánica de la Fractura Lineal Elástica y de la Mecánica de la Fractura Subcrítica para obtener el tamaño crítico de las grietas en los cordones y los posibles plazos de crecimiento de un pequeño micro defecto hasta su tamaño crítico.
10. Elaborar Conclusiones y Recomendaciones.

11. Elaborar el Informe Final de la investigación.

Capítulo I. Generalidades del Proceso Seco en la Producción de Cemento y Caracterización del Precalcinador del Clínker de la Empresa Cementos Cienfuegos S.A.

1.1 Agregados para la calcinación de la mezcla en el procedimiento seco de producción de cemento.

En la Década de los 70 del siglo pasado en la URSS el procedimiento seco de producción de cemento no constituía más del 12 - 15 % de la producción total de cemento, sin embargo entre los países capitalistas, punteros en la producción de cemento, este procedimiento se ha mantenido como el fundamental en los últimos años [1]. En EE.UU., Alemania y Japón, por ejemplo, el procedimiento seco en los tiempos actuales constituye el 60 % y hasta del 80% de la producción total de cemento y continúa el crecimiento del mismo.

El procedimiento seco en la obtención del clínker de cemento (2) surge desde el mismo comienzo de la elaboración del cemento en hornos de cuba y se desarrolla en el mundo sobre la base del uso de materiales granuladas en los hornos "Lepold" con calcinadores convertibles. Estos tipos de hornos, incluso en el empleo moderno no tienen gran producción: Los hornos de cuba, por ejemplo, hasta 15- 20 t/h , los hornos "Lepold" hasta 40-45 t/h . Las más modernas fábricas que emplean el procedimiento seco utilizan agregados de calcinación con una instalación de intercambio térmico sellada. En calidad de intercambiadores se emplean ciclones los cuales procesan una mezcla pulverizada y secada en un calcinador. Existen construcciones de otros intercambiadores para secar la mezcla pulverizada en un flujo de gases calientes tubular de chorro disperso. La instalación de intercambio térmico sellada permite su empleo en grandes escalas de producción: 3 000 y más hasta una escala de producción de 4 000 t.

El gasto específico del calor en estos tipos de agregados alcanza un bajo nivel, alrededor de 730 $kcal/kg$ del clínker. Actualmente existe un desarrollo significativo de fábricas de cemento con procedimiento seco de producción de cemento. En correspondencia con ello ya se fabrican hornos de producción de más de 1 600 t hasta 3 500 t al día, fundamentalmente los del tipo de intercambiadores ciclónicos sellados. Progresivamente estos agregados además de proporcionar el mejoramiento de la utilización del calor de los gases de escape, permiten alimentar la mezcla a la molienda con muy baja humedad, esto simplifica el esquema de la instalación de molienda y reduce el consumo de energía en este proceso.

En la Fig. 1.1 se muestra un esquema de un sistema con horno 4 m de diámetro por 60 m de longitud montado en la fábrica de cemento “Slantsiev” en Rusia. Durante la separación la mezcla secada hasta el 1 – 2 % de humedad se descarga en la tolva de alimentación 1 y de ahí se descarga a la salida de los gases del ciclón 4. Para que la mezcla ingresada en la salida de los gases sea insertada en el torrente de gases, la velocidad de los últimos tiene que ser considerablemente mayor. Esto exige una significativa diferencia de presión en el proceso de circulación, o sea, un gran vacío. En los intercambiadores ciclónicos ocurren fuertes cambios en la velocidad de la corriente de los gases debido lo fuertes cambios del diámetro de las secciones, lo que eleva la caída de presión.

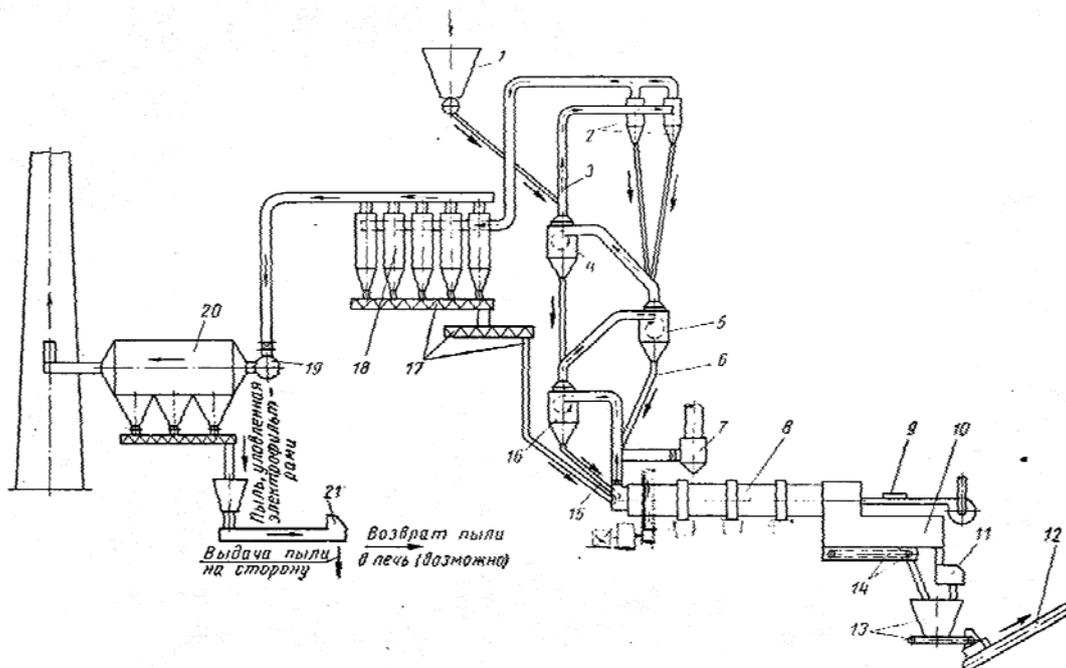


Fig. 1.1 Esquema de una instalación de Precalcinación de Clínger por vía seca montado en la Fábrica de Cemento “Slantsiev” en Rusia

La corriente de los gases del horno aspirados desde la salida superior atrapa y arrastra consigo la mezcla alimentada desde 1 y la lleva a los ciclones gemelos 2 liberadores del polvo. La masa fundamental de la mezcla separada en estos ciclones cae por los conductos inferiores de estos, también llamados resbaladeras, hasta la corriente de gases que entra al ciclón 4 donde son arrastrados de nuevo por los gases de salida del ciclón 5. La materia que se queda en la corriente de gas del

ciclón 5 también va al ciclón 4 donde la mezcla de gas y polvo, cercano al estado de saturación se introduce tangencialmente al ciclón 4 y sale a través de una tubería cilíndrica colocada al centro del ciclón en este proceso de circulación tangencial dentro del ciclón la mezcla se remolina fuertemente, lo que provoca que por la fuerza centrífuga las fracciones más pesadas de la mezcla se pegan a las paredes del cuerpo del ciclón y caen por el conducto o resbaladera ubicado en la parte inferior de este y se unen con la corriente de gases que sale del ciclón 16 y se alimenta tangencialmente de la misma forma al ciclón 5 de donde se separan igualmente las fracciones más pesadas las cuales caen por la correspondiente resbaladera hasta la línea de la corriente de gas de alimentación del ciclón 16, hacia donde es arrastrado de nuevo por la corriente, donde de la misma manera ocurre la separación de las partículas más pesadas que caen finalmente por la resbaladera 15 hasta su entrada en el horno rotatorio 8.

En los conductos de gases y en los ciclones ocurre un intenso intercambio de calor entre los gases calientes y la materia en forma de polvo que va asimilando el calor de los gases, de modo en que en todo el recorrido desde el conducto de gas 3 donde se produce el primer proceso de intercambio hasta la resbaladera 15 la materia se calienta hasta $700-800^{\circ}c$ y en muchas instalaciones modernas hasta más. A causa de todo este proceso se produce la calcinación de la mezcla de minerales que se alimenta al horno, llegando en algunos sistemas hasta un 20%, incluso más de la carbonización total.

Los gases salidos del horno poseen temperaturas no inferiores a $1000-1100^{\circ}c$. Los coeficientes de sedimentación del polvo en los termopermutadores o intercambiadores ciclónicos son de 0.7-0.75. El coeficiente de sedimentación en los

ciclones de última generación llega a ser del orden de 0.85, o sea, separan el 85 % del polvo arrastrado por la corriente alimentada.

Los gases del horno a pesar del continuo proceso de separación de polvo que sufren en la instalación y del alto coeficiente de sedimentación del polvo de los ciclones, a la salida del sistema arrastran consigo una cantidad considerable de polvo, de 20 - 25 % del total de la materia sólida. La mejor relación del sistema ciclónico ocurre

cuando a la salida del último ciclón sale hasta $200\text{mg}/\text{nm}^3$. Este arrastre es elevado y requiere un proceso ulterior de limpieza del polvo del gas que se va a expulsar al medio. Este proceso se lleva a cabo ocurre a través de una batería o grupo de los así llamados ciclones sedimentadores de polvo 18 los cuales tienen una gran relación entre la altura de la parte cilindrada al diámetro. Estos ciclones sedimentan hasta el 85 % del polvo de la mezcla gaseosa. La sedimentación del polvo de estos es conducida a través de los cabezales y el conducto o resbaladera 17 y se une a la carga del horno mezclándose con la materia principal que ingresa en el mismo por la resbaladera 15.

Los gases limpios de una considerable cantidad de polvo que salen de la batería 1 son conducidos a través del conducto 19 y se hacen pasar por el electro filtro 20 el cual termina la limpieza del polvo de estos hasta la norma establecida. Después de esto los gases son expulsados a través de la chimenea a la atmósfera.

El polvo separado en el electro filtro se transporta a través del mecanismo de distribución 21, del cual en dependencia de la composición química del mismo se alimenta al horno junto con el polvo, sedimentado en los ciclones de la batería 18, o se almacena para su utilización en otras esferas productivas o en la agricultura. El polvo extraído de los gases en el electro filtro esta caracterizado en ocasiones por un bajo contenido de CaO y alto contenido de anhídrido alcalino y sulfúrico, por eso el regreso de este polvo al horno no siempre es posible.

Los gases finalmente son expulsados a través de una compuerta especial y salen por la chimenea o por un tubo de escape de humo de pequeña sección.

En el procedimiento seco de producción de cemento, las dimensiones de los conductos de gas (sus secciones transversales) deben estar rigurosamente diseñadas y se hacen de tal forma para obtener una velocidad nominal óptima de los gases suministrados para el traslado de la materia sólida. Ante una significativa disminución de la velocidad de los gases que ingresan en el conducto de gases la materia sólida puede en una determinada cantidad caer hacia abajo hasta el horno, no alcanzando el calentamiento deseado. En este caso puede obtenerse una cocción (calcinación) incompleto del clínker.

Por otro lado el deseo de acelerar el trabajo del horno puede implicar que se genere un volumen grande de gases en el mismo que aumenta su velocidad en los conductos y pueden crecer las pérdidas hidráulicas de la mezcla gaseosa que puede conducir a la sobrecarga y a su detención o taponamiento de los conductos de gas del polvo precipitado.

Por estas razones el horno de procedimiento seco con termopermutadores ciclónicos trabaja con efectividad solo en un comparativamente estrecho intervalo del régimen de oscilación de la materia sólida suministrada con relación a la establecida en el proyecto.

1.2 Hornos rotatorios para el procedimiento seco de producción y sus parámetros principales.

Para los hornos de procedimiento seco a diferencia de los hornos de procedimiento húmedo los procesos de evaporación del agua contenida en la materia sólida de forma libre y mezclada ocurren en los termopermutadores ciclónicos. Por eso el horno de procedimiento seco recibe la humedad en un grado significativamente menor que en el de procedimiento húmedo. En la cocción de la materia en estos hornos se consume mucho menos calor por eso con la misma cantidad de calor en el horno de procedimiento seco se puede cocer una mayor cantidad de clínker. De esta manera ante una carga similar específica de calor en la sección de evaporación del horno en la zona de aglomeración, la cual aproximadamente se corresponde con la zona de combustión no mediata del petróleo, o sea más lejos de la llama, para la

cocción de una determinada cantidad de clínker el procedimiento seco requiere menor sección de evaporación en el horno o sea menor diámetro del horno.

1.3 Termopermutadores ciclónicos.

Este tipo de termopermutador surgió comparativamente no hace mucho tiempo y en el poco tiempo de explotación ha adquirido una gran difusión. Primeramente los termopermutadores estaban compuestos de agregados de baja capacidad, de

producción diaria hasta 600 – 1 000 t, luego en los últimos años se han desarrollado sistemas de mucha mayor capacidad de 2 000 t y más de producción diaria.

La alimentación de la termopermutadores se realiza a través de un sistema de dosificación controlada. Los diferentes sistemas de termopermutadores son objeto de patentes en diferentes países. Solamente se diferencian estos sistemas en los procesos ocurridos de uno u otro tipo.

La base de lo termopermutadores la constituye los conductos de gases y los ciclones, la materia sólida cae en los conductos de gases. El gas moviéndose al encuentro de la materia sólida con gran velocidad $12-18\text{m/s}$ atrapa la materia y la lleva al ciclón (hay sistemas de mayor velocidad de hasta 25m/s). En el tiempo de tal movimiento ocurre un significativo intercambio de calor entre la materia sólida y los gases. La entrada tangencial de los gases en el ciclón crea un torbellino de corriente. Al mismo tiempo se produce un significativo crecimiento de la evaporación, la mezcla gaseosa bruscamente pierde velocidad. Las partículas mas pesadas caen en la parte cónica inferior del ciclón y por el conducto central inferior llegan al próximo conducto de gas (con gases más calientes) y así sucesivamente hasta el último eslabón, desde donde caen directamente al horno. Los gases a través de un conducto en la parte superior del ciclón salen al próximo conducto donde de nuevo atrapa la corriente de materia sólida y la lleva al próximo ciclón y así sucesivamente. Este proceso se repite de dos a cuatro veces.

En la Fig. 1.2 se muestra el esquema del sistema con termopermutadores ciclónicos tipo “Humboldt”. La materia sólida es alimentada en el conducto de salida de los gases del ciclón II y de aquí es arrastrada por estos hasta el conjunto de dos termopermutadores ciclónicos de tipo de batería I. Luego la materia sólida calentada hasta 200°C en el primer eslabón o conducto de gas II - I y en los ciclones de batería I y que fue separada en estos ciclones, pasa al próximo conducto de gas III - II de donde es arrastrada hasta al ciclón II y calentada hasta $350-400^{\circ}\text{C}$ y a su vez es separada en este ciclón II, de donde pasa al tercer paso, conducto de gas IV - III y arrastrada por los gases hasta el ciclón III. Se calienta aquí hasta $500-550^{\circ}\text{C}$ y la materia sólida sedimentada en el ciclón III, pasa al último paso, conducto de

gases del horno y de alimentación del ciclón IV. La materia sedimentada en el ciclón IV con temperatura de 700°C y mas cae en el horno. Los gases del horno realizan un camino de regreso gradualmente cubriéndose del polvo.

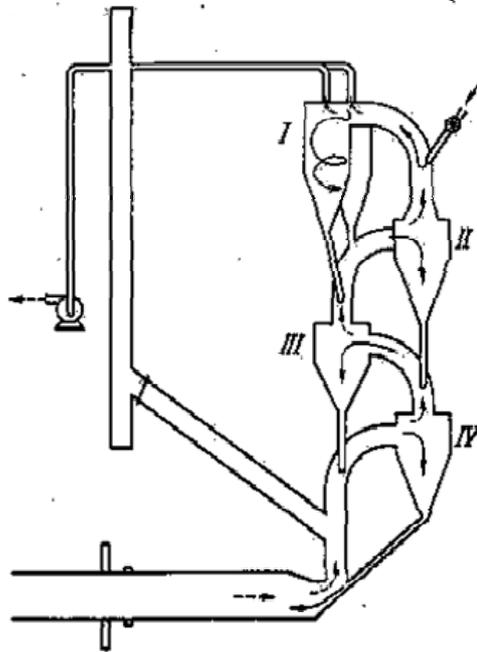


Fig. 1.2 Esquema de una instalación con termopermutadores ciclónicos tipo "Humboldt"

En la actualidad más de 300 líneas de producción de procedimiento seco en el mundo tienen instalados termopermutadores ciclónicos tipo "Humboldt" con

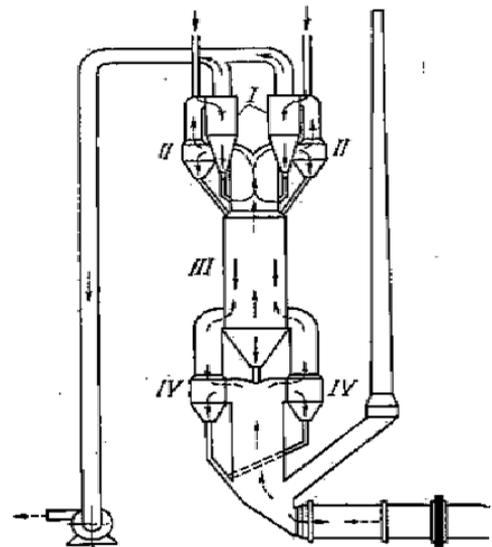
resultados muy satisfactorios, como por ejemplo, en la fábrica de la Firma "Vigver" en la ciudad Suiza de Doy Pet. El horno rotatorio es de 4,4 m de diámetro por 68 m de longitud produce al día 1 500 t, trabajado con un molino de capacidad de 150 t/h . La homogenización de la mezcla ocurre sistemáticamente con la aplicación de un mecanismo analizador de rayos X acoplado a línea. La fábrica está dotada con una sala de mando central y tele cámaras para la observación del trabajo del horno, obteniéndose los siguientes resultados: producción diaria de 1 530 t, gasto específico de calor 724 kcal/kg de clínker, gasto específico de energía eléctrica de 10.9 kW - h/t de clínker.

En los hornos de gran capacidad de producción de más 2 000 t diarias, los termopermutadores ciclónicos tienen grandes dimensiones y el coeficiente de sedimentación del polvo se reduce por esta razón. Junto a esto se requiere una gran altura del edificio para la instalación del sistema. Este edificio cuya estructura está hecha o de vigas de metal soldado o con elementos prefabricados de hormigón armado, llamados habitualmente “estantes” tienen como reglas más de 80 m. de altura, lo cual dificulta la explotación, el mantenimiento y la reparación y además encarece considerablemente la instalación en su conjunto.

Para disminuir la altura del edificio y las dimensiones de los ciclones se recurre a la instalación de los termopermutadores ciclónicos trabajando en paralelo (así llamadas instalación de doble ramificación). Cada una de las ramificaciones representa el esquema acabado semejante al descrito arriba deliberado al paso de la mitad de los gases y procesando la mitad de la materia sólida. Ante esto un poco se complica la dosificación de la materia sólida y la distribución regulada de la corriente de gas por ambas ramificaciones lo que demanda un mecanismo especial patentado en secreto por los fabricantes. Las instalaciones de doble ramificación “Humboldt” han dado buenos resultados. En este sentido se puede señalar como ejemplo la instalación de doble ramificación de los termopermutadores ciclónicos “Humboldt, trabajando con hornos 4.6 m de diámetro por 78 m de longitud en la fábrica Main Veyzenau de Alemania, los resultados productivos son: Producción efectiva 2200 t diarias, gasto específico de calor de 760 -780 kcal/kg de clínker. La materia sólida en

los termopermutadores recibe temperatura de 800°C , o sea aquí ocurre una significativa caída del proceso de descarbonización, al mismo tiempo la temperatura de salida de los gases del horno al sistema es de solamente 1050 – 1100 $^{\circ}\text{C}$. Del sistema los gases salen con una temperatura de 300 $^{\circ}\text{C}$. Este sistema de doble ramificación de los termopermutadores ciclónicos ha sido aplicado también en Rusia en un horno de 5 m de diámetro por 75 m de longitud, también con buenos resultados.

En la Fig. 1.3 se muestra el esquema del termopermutador del tipo “Dopol” de la firma Polisius de Alemania. En lo adelante este sistema de termopermutadores impuso (e impone) cambios de diferentes tipos. La materia sólida (línea continua) va al conducto de gas unido a lo ciclones II y I e ingresa el gas (línea discontinua) en los ciclones I. Los ciclones y los conductos de gas de este eslabón doble trabajan paralelamente, por eso los alimentadores dosificados deben abastecer fuertemente la entrega de materia en cada uno de los conductores de gas. Como en el esquema “Humboldt”, los ciclones de tipo batería sirven para la máxima sedimentación posible de polvos de la salida de gases de la materia. La sedimentación en la materia ingresa en el conductor unido al termopermutador ciclónico III con los ciclones II. En lugar de la dualidad del conductor hay unas triunidad distribuidor de torbellino abastece un distribución uniforme de la corriente (flujo) de la mezcla gaseosa por ambos distribuidores de los conductos de gas.

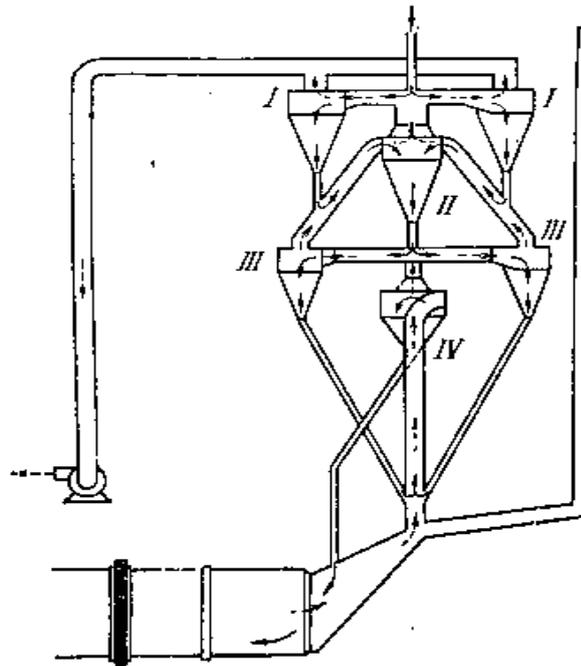


**Fig. 1.3 Esquema de una instalación con
Termopermutadores ciclónicos tipo “Dopol”**

En el ciclón III ocurre un intensivo volumen de calor entre la materia que cae arriba y los gases en forma de torbellino que vienen de abajo. Del termopermutador ciclónico la materia cae en el conductor yendo del horno al ciclón doble IV. La distribución de la mezcla gaseosa en dos corrientes iguales arrastra el segundo distribuidor torbellino análogo precedente. Del termopermutador ciclónico II la materia sólida cae en la cabeza de carga del horno. Como en los sistemas precedentes. La cabeza de carga del horno tiene un drenaje cubierto de chimenea para la salida de los gases a la atmósfera.

El termopermutador “Dopal” surgió después que del “Humboldt” y en el se aplica el sistema de doble ciclón con un ciclón intermedio con termopermutador de torbellino, además con un distribuidor de torbellino lo que significó una perspectiva para los agregados de hornos más potentes y aparecieron los esquemas de los termopermutadores “Dopal” con doble paso de ciclones dobles y doble paso de ciclones únicos con termopermutador de torbellino.

En la Fig. 1.4 se muestra el esquema de los termopermutadores ciclónicos de la Firma Alemana “Vedag”. Los ciclones I y III dobles trabajan paralelamente. Los ciclones II y IV en serie. En la ramificación de los conductos se encuentran los distribuidores de torbellino. El movimiento de la materia sólida (líneas continuas) y de los gases (líneas discontinuas) está claramente explicada en los dos esquemas precedentes. Ante la presencia de los dos torbellinos entre los ciclones dobles I y III ocurre un intensivo intercambio de calor entre el gas y la materia sólida y el calentamiento de esta última hasta altas temperaturas ocurre la descarbonización de la materia sólida en el termopermutador que alcanza hasta 37 % y la misma entra al horno calentada hasta 800 y 850 °c . Los ciclones II y IV son de construcción simple pero gracias a los estrechamientos y pasos en la tubería entre los terminales de carga del horno y el propio ciclón inferior se elimina la formación de incrustaciones en la pared que aparecen en otros termopermutadores ciclónicos ante la presencia en la materia de alcalinos y cloruros. A causa de una superficie no muy grande de contacto entre el gas, el polvo contenido y la pared y además de la cambiante velocidad del gas el proceso de formación del sedimento se reduce en el canal de carga del horno. Allí en el resultado de la rotación del horno y la velocidad acelerada del gas (por la disminución del diámetro) la sedimentación sistemáticamente se desprende y casi no existe taponamiento de los conductos de gas. En el tiempo de exploración de un horno de 3.0 m de diámetro por 42 m de longitud, en el transcurso de 48 h la producción diaria fue de 425 t de clínker con un consumo de calor de 810 kcal/kg de clínker y el gasto específico de energía de 16 kW – h / kg de clínker. Los gases salen con una temperatura de 320 °c El diámetro mayor de los ciclones es de 6.3 m y la altura total del estante con los termopermutadores ciclónicos es de 68 m.



**Fig. 1.4 Esquema de una instalación con termopermutadores ciclónicos tipo
“Vedag”**

En Japón han recibido una gran difusión los termopermutadores ciclónicos del tipo “Vedag” con unos cuantos cambios y algunos pequeños complementos.

Con posterioridad a la variante de termopermutadores ciclónicos del tipo “Vedag” surgió el termopermutador ciclónico de la Firma Alemana “Krupp” , cuyo esquema se muestra en la Fig. 1.5.

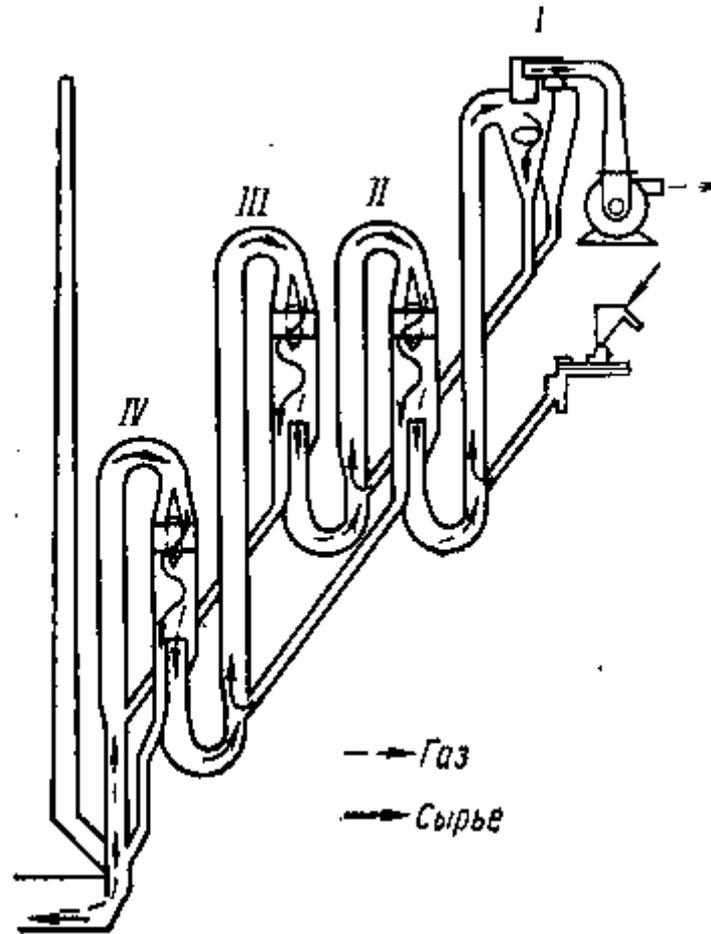


Fig. 1.5 Esquema de una instalación con termopermutadores ciclónicos tipo “Krupp”

El termopermutador “Krupp” está constituido en gran parte como un conductor continuo con el termopermutador intermedio de torbellino. La entrega de la materia sólida y la evacuación de los gases en el ciclón I ocurren análogamente como en los termopermutadores “Humboldt”, “Dopal” y “Vedag”. La materia sólida sedimentada en los ciclones gemelos superiores, se dirige al conducto de alimentación de gas del eslabón de torbellino II. El torbellino en el esquema constituye un ensanchamiento local del conducto de gas antes de la entrada tangencial del gas a la parte superior del ciclón II.

La mezcla de gas en torbellino pierde velocidad al roce con la pared y baja por el ciclón donde se sedimenta el polvo por el principio de sedimentación propio del ciclón II: El polvo sedimentado pasa sucesivamente a los eslabones en torbellino III y IV, hasta que cae en el cabezal de carga del horno.

El termopermutador ciclónico “Krupp” aun está pobremente investigado y poco explicado. Sin embargo, aun sin poseerse una gran experiencia en su explotación, ya se puede concluir que tiene determinadas ventajas de explotación: no exige grandes ni caras estructuras o estantes y posee muy fácil accesibilidad para la explotación y el mantenimiento. El gasto de calor, de energía eléctrica y su resistencia aerodinámica están al nivel de los esquemas precedentes.

1.4 Descripción de la Instalación de Precalcinación de Clínker de la Línea No. 3 de la Empresa Cementos Cienfuegos S.A.

En la Fig. 1.6 se muestra el esquema de la instalación del precalcinador de clínker de la Línea No. 3 de la Empresa Cementos Cienfuegos S.A. Tal como ocurre en otras instalaciones de este tipo descritas anteriormente el material sólido o harina tal como se conoce en las Empresas de Cemento es alimentado a la corriente de gas de los ciclones conocidos como gemelos Z 14 y Z 15. La corriente de gas que entra a estos ciclones proviene del ciclón Z13. El Material sólido calentado y separado en los ciclones gemelos Z 14 y Z 15 s descarga por la parte inferior de estos en la corriente de gas que entra al ciclón Z 12 proveniente del ciclón Z11. El material sólido separado en este ciclón se desliza por una resbaladera hasta la entrada del Horno, lo mismo sucede con el ciclón Z 11 que descarga el material separado a través de resbaladeras directamente al Horno. En estas resbaladeras se descarga también el material recuperado en otras partes de la instalación. Los gases de escape del Horno se alimentan tangencialmente al ciclón Z 11. Los gases de salida de este ciclón se alimentan tangencialmente al ciclón Z 12, los de salida de este se alimentan tangencialmente al Z 13 y los de este tangencialmente a los gemelos Z 14 y Z 15. La alimentación tangencial crea el efecto de torbellino o ciclónico que provoca la separación del polvo y la asimilación de calor de los gases, el secado correspondiente y se produce de esta forma la precalcificación del clínker.

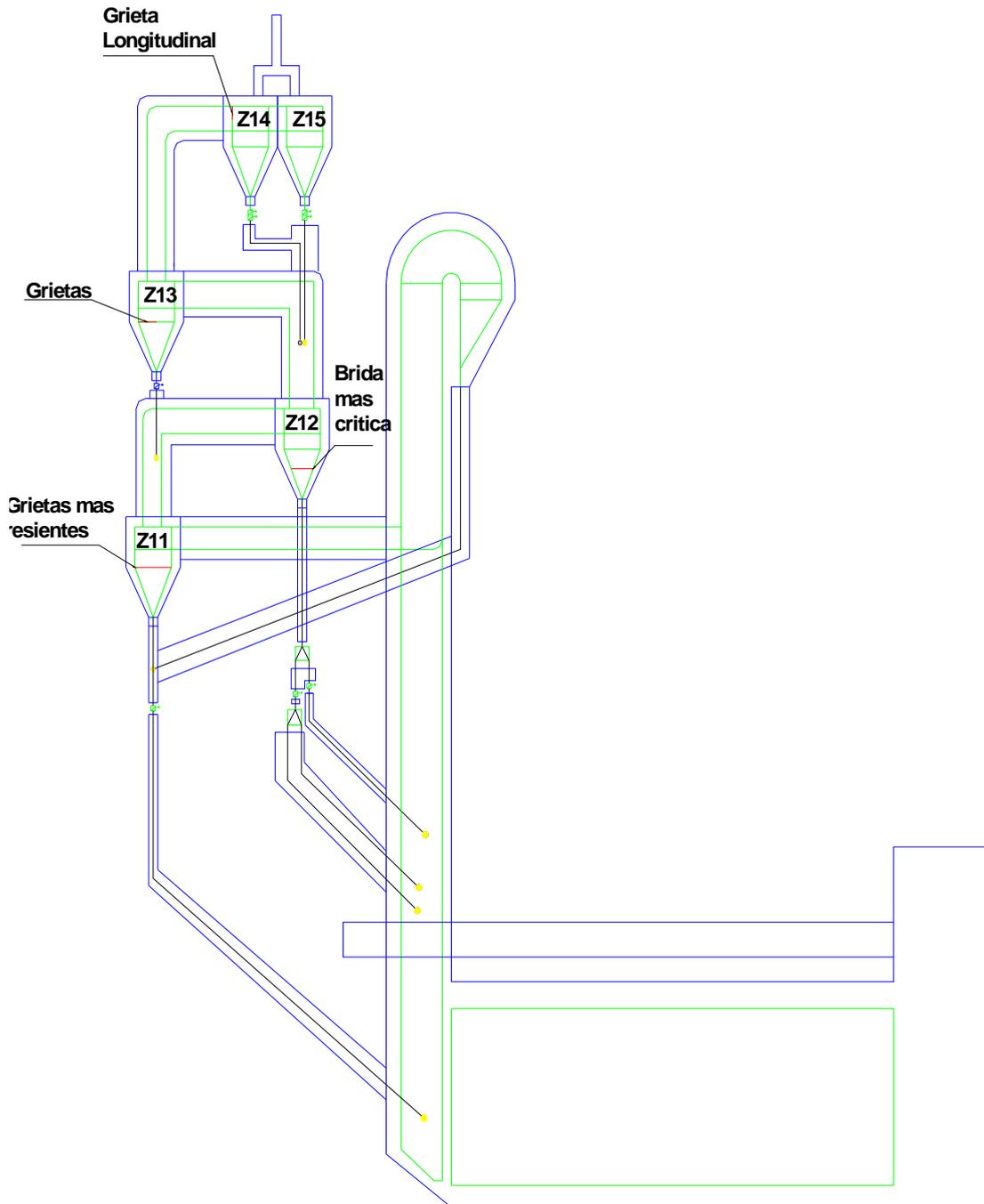


Fig. 1.6 Esquema de la Instalación de Precalcinación de Clinker de la Línea No. 3 de la Empresa Cementos Cienfuegos S.A.

1.5 Caracterización de las grietas observadas en los cordones de soldadura de los ciclones.

En la Fig. 1.6 se han señalado en rojo las grietas existentes en los cordones de soldadura de los ciclones. Las grietas más críticas se han producido en los cordones de soldadura circunferenciales del ciclón Z 12. En la Fig. 1.7 se muestra el momento en que se reparaban por soldadura “in situ” las grietas observadas en la parte cónica de este ciclón.

Como se aprecia para reforzar la unión se colocaron planchuelas de refuerzo las cuales se unieron mediante soldadura de filete a la pared.



Fig. 1.7 Reparación de las grietas de soldadura del cono del ciclón.



Fig. 1.8 Vista de las grietas reparadas y reforzadas con una planchuela circunferencial de refuerzo colocada a modo de cubrejuntas.

Es importante observar que estas grietas surgen en una zona del cuerpo aparentemente la mas reforzada, pues existe un anillo soldado en la periferia del cono al cual se conectan las patas soportes del ciclón. Esto es un indicador claro de que las grietas surgen básicamente por el conocido efecto de borde, o sea, por la flexión que se origina en la pared al existir en el cuerpo zonas donde se restringen las deformaciones. Es precisamente en esa zona de restricción que actúa como un empotramiento donde se producen las mayores tensiones y precisamente esos cordones son los que se agrietan. Es conocido que en una bóveda cilíndrica o cónica, los cordones longitudinales que coinciden con la generatriz del cono o del cilindro, están sometidos a tensiones que son el doble de las tensiones en los cordones transversales, sin embargo, el efecto de borde eleva fundamentalmente la magnitud de las tensiones circunferenciales que normalmente tiene una magnitud igual a la mitad de los cordones longitudinales. El Efecto de Borde en estos ciclones es tan grande que los cordones que se averían son los transversales. Es importante observar en la Fig. 1,8 que las grietas se extendieron hasta una longitud de varios metros a lo largo de la periferia.



Fig. 1.9 Refuerzos colocados en las grietas de soldadura del cono del ciclón.

En la Fig. 1.9 se muestran los refuerzos que fueron colocados en la zona de las grietas observadas. Estos refuerzos son tan cortos que no eliminan el efecto de borde, sino que lo corren simplemente a una zona ligeramente desplazada del anillo circunferencial y estos refuerzos por ser más rígidos que la chapa del cuerpo son ahora los que soportan la acción del momento flector que se origina en las zonas donde ellos se acaban. El efecto de borde es tan grande que provoca entonces la fractura de los refuerzos.

En la Fig. 1.10 se muestra una vista de algunos de estos refuerzos fracturados por el efecto de borde que soportan aun después de ser colocados y como se observa las grietas se reproducen. Hay que destacar que el efecto de borde puede estar provocado por las deformaciones originadas por la presión, pero puede estar originado por las diferencias de deformaciones originadas por la diferencia de temperatura entre dos secciones desplazadas axialmente una relativamente pequeña distancia. En el caso del precalcinador de clínker de la Empresa Cementos Cienfuegos S.A. debido a que las presiones son pequeñas, incluso en la mayoría de los puntos donde se miden son por debajo de la atmosférica, o sea, que las deformaciones son contracciones no expansiones de los diámetros y sin embargo las temperaturas son muy altas, es lógico pensar que los efectos de borde mas importantes son por temperatura.

En la Fig. 1.11 se observa una grieta longitudinal existente en la parte cilíndrica de uno de los ciclones gemelos, es necesario observar que este cordón longitudinal es relativamente corto y está colocado entre dos zonas de restricciones de las deformaciones en los extremos del mismo, el efecto de borde está influyendo sensiblemente en toda la longitud de este cordón. En la Fig. 1.12 se muestra otra grieta longitudinal en la parte cilíndrica de otro ciclón, ambas grietas aun no han sido reparadas y posiblemente se haya frenado su desarrollo por un fenómeno que será abordado posteriormente en el informe de la investigación. La grieta tiene más de un metro de longitud y lo más significativo es que no ha crecido mucho más en los tres meses que han transcurrido desde que se inició esta investigación, lo que confirma la apreciación de que se ha frenado su crecimiento.

En la Fig. 1.13 se muestran grietas en los refuerzos que fueron colocados en una zona agrietada que se había reparado, esto confirma que en la forma en que se realizó la reparación de los cordones no se elimina el efecto de borde, sino que este

sigue presente y continuará provocando las grietas en los cordones hasta que se elimine definitivamente.



Fig. 1.10 Refuerzos agrietados después de ser colocados



Fig. 1.11 Grieta longitudinal observada en uno de los ciclones gemelos aun sin reparar.

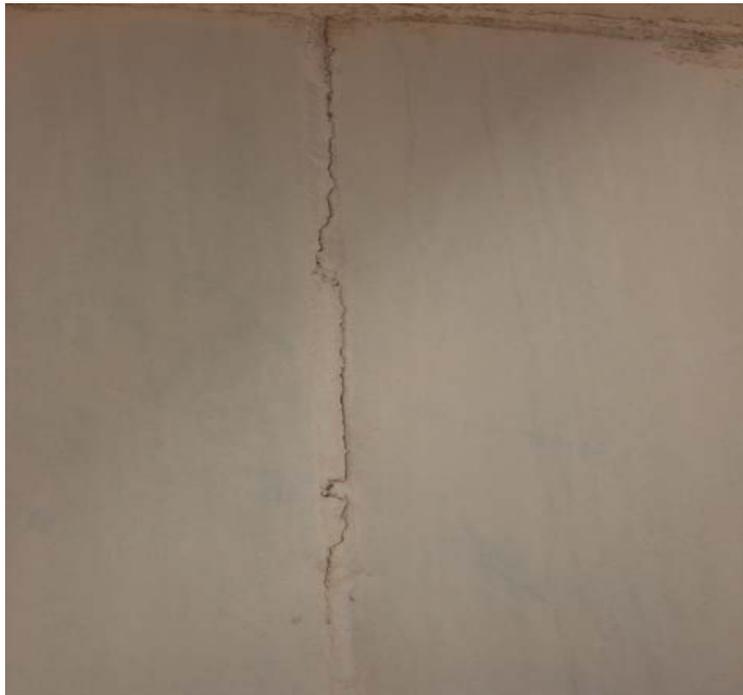


Fig. 1.12 Grieta longitudinal observada en otro de los ciclones también aun sin reparar



Fig. 1.13 Refuerzos circunferenciales agrietados nuevamente después de reparados los cordones por el Efecto de Borde aun presente

Otra de las situaciones que se presenta en la Instalación es en la brida de conexión de la Resbaladera a la parte inferior del Ciclón Z 12 que se muestra en la Fig. 1.14. En esta resbaladera se producen frecuentes obstrucciones de material que obligan a



Fig. 1.14 Deformación plástica y grietas observadas en la brida inferior del ciclón Z 12.

detener la producción, e indudablemente las grandes cargas axiales que se producen por el peso propio de la resbaladera unido al peso del material acumulado provocan cargas axiales sobre la brida que la deforman y provocan la rotura del material. Indudablemente se aprecia claramente que las tensiones en la brida no sólo superaron el límite de fluencia (considerable deformación plástica observada), sino que alcanzaron el límite de rotura (grietas observadas en la zona donde se señala) esto es un indicador que la brida no fue diseñada contemplando esta posible situación. Uno de los propósitos de la investigación, que no ha sido incluido entre los objetivos de esta Tesis, pero concebido a mediano plazo es desarrollar un Método de Cálculo, aplicando las Leyes de la Mecánica de los Materiales que permita apreciar que parte de la carga se transmite a los tornillos de la brida a través del

cuerpo del conducto y que parte se transmite a través de los cartabones de refuerzo. Es evidente de la Fig. 1.14 que la mayor parte de la carga se transmite por los cartabones de refuerzo por ser estos más rígidos. El desarrollo de este Método de Cálculo permitirá poder diseñar adecuadamente bridas de este tipo.

1.5 Caracterización de las presiones de trabajo de los diferentes ciclones.

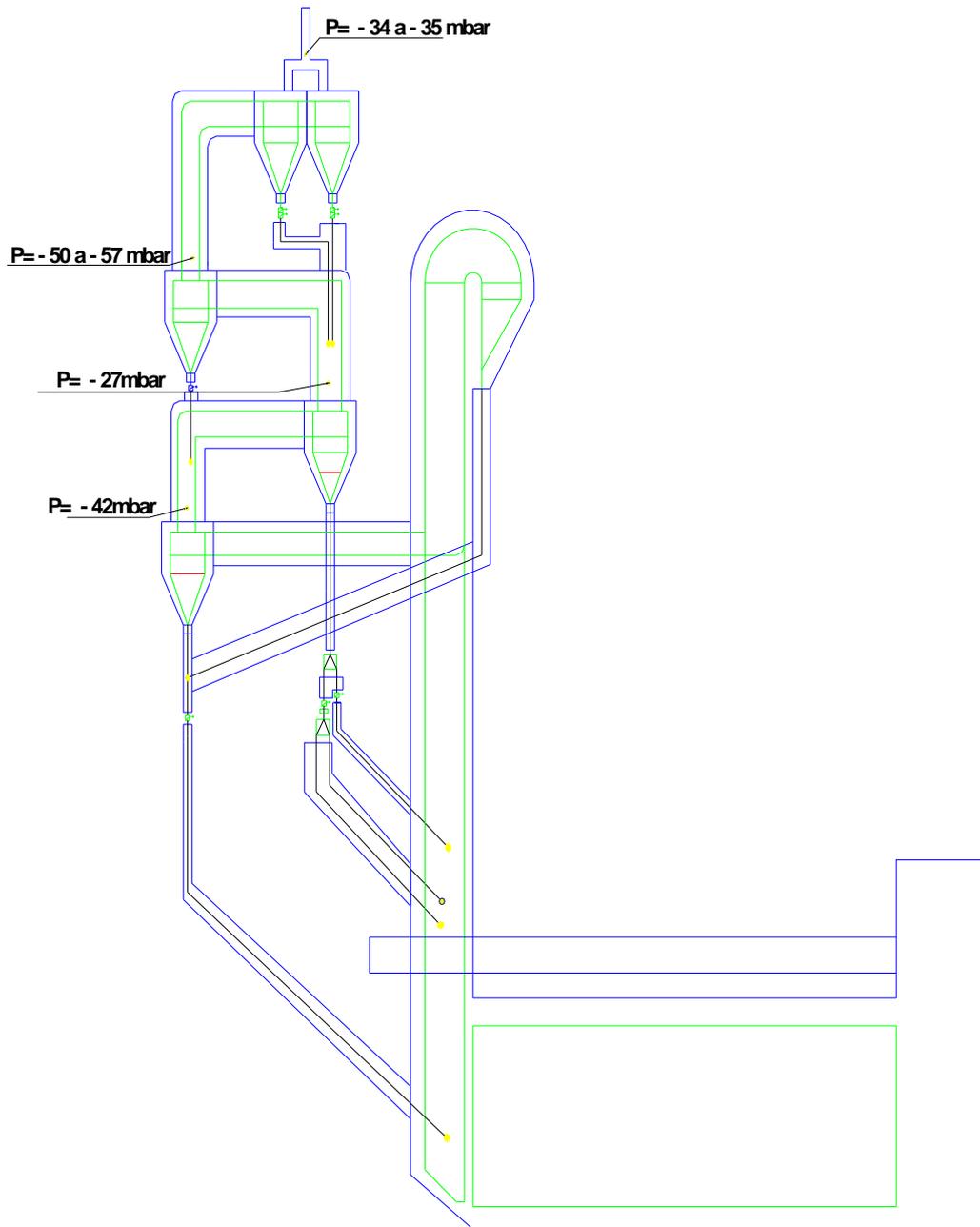


Fig. 1.15 Presiones observadas en los diferentes ciclones.

En la Fig. 1.15 se muestra de nuevo el Esquema de la Instalación pero en esta ocasión se señalan los niveles de presiones típicas observadas en los diferentes

ciclones. Normalmente son presiones inferiores a cero, o sea, es vacío lo que existe en los ciclones. Estas presiones varían constantemente dentro de cierto rango como se verá más adelante

1.6 Caracterización de las temperaturas de trabajo de los diferentes ciclones.

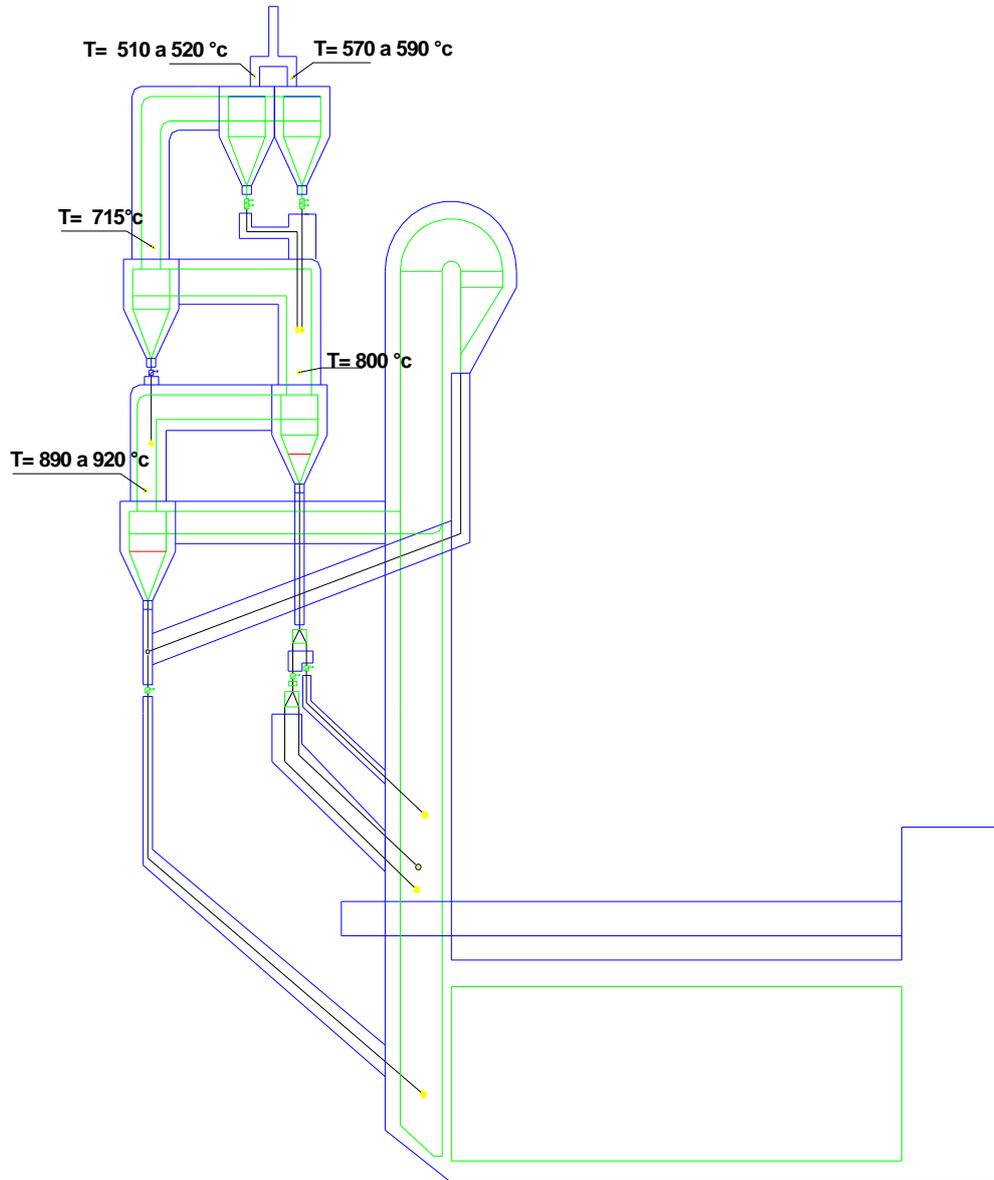
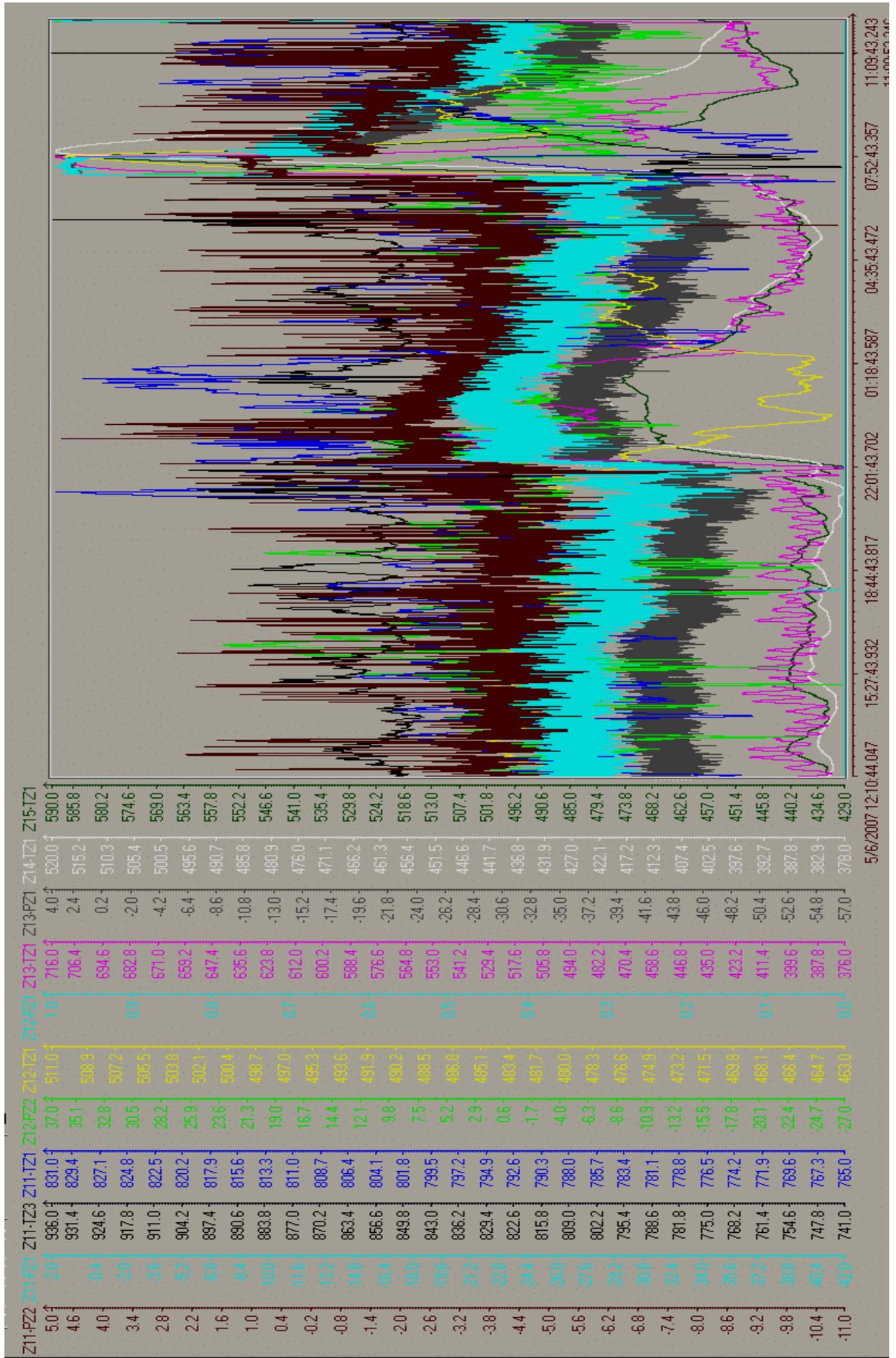


Fig. 1.16 Temperaturas observadas en los diferentes ciclones.

En la gráfica de la Fig. 1.17 que se muestra a continuación se recoge el registro obtenido de la Sala de Control de la Empresa de las Presiones y Temperaturas en los Ciclones y de su variación. El gráfico de la Fig. 1.17 mostrado está realizado para un período de 24 horas en un día típico de trabajo de la Planta.



1.7 Caracterización del material de la pared de los ciclones.

Para caracterizar el material de los ciclones se cortó un pequeño pedazo de chapa de la pared, tal como se muestra en la Fig. 1.18, se midió dureza en tres puntos obteniéndose los siguientes valores: $HB_1 = 155$, $HB_2 = 151$ y $HB_3 = 158$, lo que arroja un valor medio $HB \cong 155$, lo cual se corresponde con la dureza de los aceros ferrítico – perlíticos de bajo contenido de carbono. El pulido de la probeta y su observación metalográfica permitió confirmar esta apreciación. En la Fig. 1.19 se muestra la estructura metalográfica observada que se corresponde con la apreciación inicial.



Fig. 1.18 Probeta cortada de un pedazo de chapa de la pared



Fig. 1.19 Estructura Metalográfica observada en la Probeta

El acero de la chapa de la pared se supuso que se trataba de acero ferrítico – perlítico de la marca acero 20 o similar con un recubrimiento galvánico por la superficie exterior. Según [] para este acero en chapas de espesor entre 4 y 10 mm:

$$\sigma_u = 420 \text{ MPa}, \sigma_f = 245 \text{ MPa} \text{ y } a_k = 8 \text{ kgf} - \text{m/cm}^2.$$

1.8 Caracterización del Electrodo empleado en los cordones de soldadura.

El Electrodo empleado fue:

WIZ 16

IDENTIFICACIÓN: WESTARCOE E- 7016

CLASIFICACION: AWS E- 7016

ESPECIFICACIÓN: AWS A5.1, ICONTE2191, ASME SFA5.1

- **Características sobresalientes**

El revestimiento es de tipo básico y bajo hidrógeno. Trabaja con corriente alterna y continua con polaridad positiva (+). Trabaja bien en todas las posiciones, tiene muy pocas pérdidas por salpicadura y es de excelente calidad radiográfica.

- **Aplicaciones típicas.**

Para la soldadura de aceros de bajo carbono en aplicaciones como estructuras, tanques, tuberías. Por ser de bajo hidrógeno puede emplearse con relativo éxito para soldar aceros con alto contenido de azufre, de mediano carbono, aceros susceptibles de agrietarse en frío o en caliente, empleando las técnicas apropiadas para caso.

- **Recomendaciones para su aplicación.**

Aunque se puede usar en corriente alterna (mínimo 75 voltios en vacío), es preferible hacerlo con corriente continua, polaridad positiva (+), pues el arco es mas suave y se generan menos perdidas por salpicaduras. El revestimiento de este electrodo de bajo hidrógeno higroscópico y requiere de un adecuado almacenamiento. El máximo diámetro recomendado en posición vertical y sobrecabeza es de 4.0 mm (5/32").

- **Propiedades mecánicas típicas del metal depositado**

Resistencia a la tracción: 49-56 kg/mm^2 (70 – 80Ksi)

Limite de fluencia: 41-49 kg/mm^2 (58 – 70Ksi)

Elongación: 24-36%

Reducción de áreas: 50-75%

Resistencia al impacto Charpy en V a 29°C : 40 – 150 joules.

- **Ensayos realizados según AWS A5.1**

Diámetro Electrodo (mm)	Longitud Electrodo (mm)	Intensidad Corriente (A)	Tipo Corriente (Polo +)
2.0	350	55-65	AC/DC
2.5	350	60-90	AC/DC
3.2	350	95-150	AC/DC
3.2	450	95-150	AC/DC
4.0	350	140-190	AC/DC
4.0	450	140-190	AC/DC
5.0	450	180-250	AC/DC
6.0	450	260-330	AC/DC

- **Composición Química (%)**

C	Si	Mn	P	S
0.08	0.50	1.10	<0.02	<0.02

- **Posiciones de soldadura**



1.9 Caracterización de la diferencia de temperatura entre dos secciones contiguas en la zona de los cordones de soldadura.

Utilizando un Termómetro Infrarrojo Digital Modelo Fluke 61 disponible en la Fábrica de Cemento, cuyo rango de Temperaturas es de -18°C hasta $+275^{\circ}\text{C}$ se realizaron mediciones en dos secciones contiguas separadas entre si unos 20 cm a lo largo de la longitud de uno de los ciclones y los resultados obtenidos se muestran en la Fig. 1.20. La diferencia de temperatura observada fue de $\Delta t = 11.2^{\circ}\text{C}$.

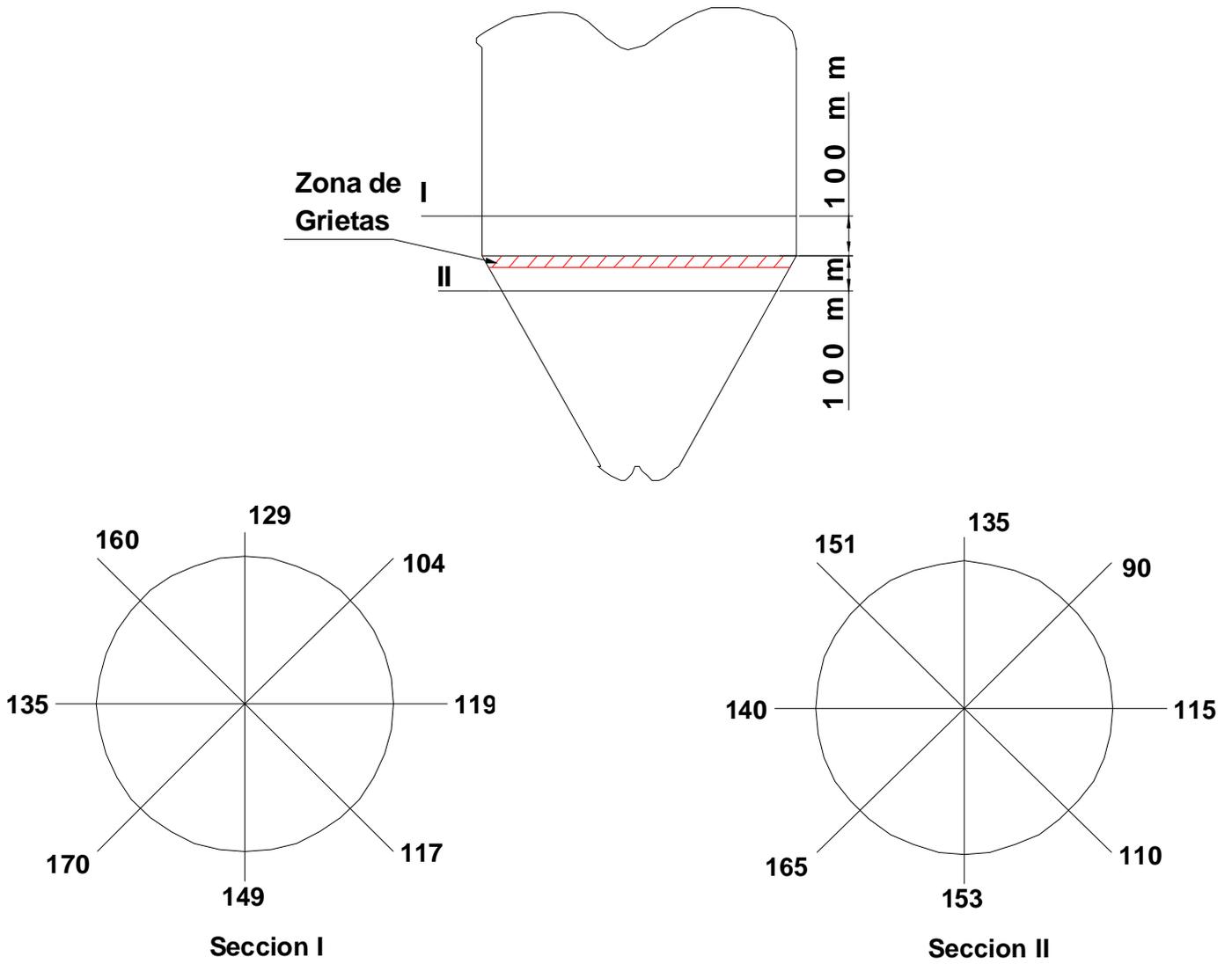


Fig. 1.20 Distribución de temperaturas en la periferia y diferencia de temperatura entre dos secciones separadas 20 cm en la longitud

Capítulo II. Cálculo de las tensiones en la pared de los ciclones.

2.1. Cálculo de tensiones en bóvedas simétricas de paredes delgadas con carga simétrica según la Teoría Membranal.

2.1.1 Teoría Membranal. Ecuación de Laplace.

Se entiende por bóveda un cuerpo limitado por dos superficies curvas, de manera que la separación entre dichas superficies (espesor) es pequeño en comparación con el resto de las dimensiones. El lugar geométrico de los puntos equidistantes de las dos superficies de la bóveda se llama superficie media. Las bóvedas simétricas son aquellas en las cuales la superficie media es una superficie de revolución. Así las bóvedas pueden ser cilíndricas, cónicas, esféricas, teóricas, etc., en dependencia de la superficie de revolución de que se trate. Las bóvedas pueden ser de espesor constante o no. En la práctica la mayoría de las bóvedas presentan espesor constante. En este tema se analizarán exclusivamente las bóvedas simétricas de espesor constante sometidas a la acción de cargas simétricas con relación al eje de revolución.

El cálculo de las bóvedas se realiza con máxima sencillez en el caso de que se pueda admitir que las tensiones se distribuyen uniformemente a través del espesor, o sea que no existe flexión en las paredes de la misma. La teoría de las bóvedas basada en esta suposición se conoce como Teoría Membranal.

Si la bóveda no presenta cambios bruscos en su configuración, ni empotramientos y si no está solicitada por cargas o momentos concentrados, en el cálculo se puede aplicar la Teoría Membranal. En los lugares donde existen cambios bruscos o empotramientos se produce un efecto de flexión que provoca un incremento local de las tensiones conocido como efecto de borde.

Se analizará a continuación la Teoría Membranal y posteriormente se analizará el efecto de flexión en el caso de una bóveda cilíndrica.

Consideremos una bóveda simétrica sometida a la acción de una carga simétrica (presión de un gas), tal como se muestra en la Figura 1. Según la Teoría Membranal la bóveda se comporta como una membrana, no existe flexión en las paredes y las tensiones se distribuyen uniformemente a través del espesor. Analicemos un

elemento diferencial de superficie de la bóveda (Fig. 2.1). Las tensiones que surgen en las caras de este elemento son principales debido a la simetría de las cargas.

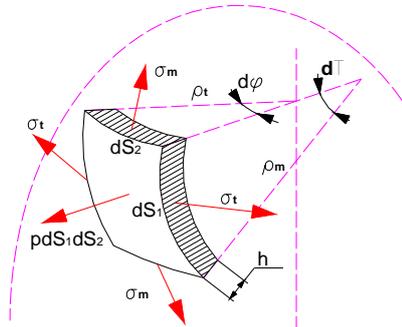


Fig. 2.1 Radios de curvatura y tensiones en los planos tangencial y meridional.

En el cálculo de las bóvedas es importante diferenciar correctamente lo que denominaremos plano meridional del plano tangencial. El plano meridional es perpendicular al eje de revolución, el radio de curvatura que se observa en un corte meridional de la bóveda es el radio de curvatura tangencial. Un plano tangencial contiene al eje de revolución y el radio de curvatura que se observa en un corte tangencial es el radio de curvatura meridional. En la Fig. 2.2 se representan los cortes tangencial y meridional del elemento diferencial de superficie de la bóveda mostrada en la Fig. 2.1.

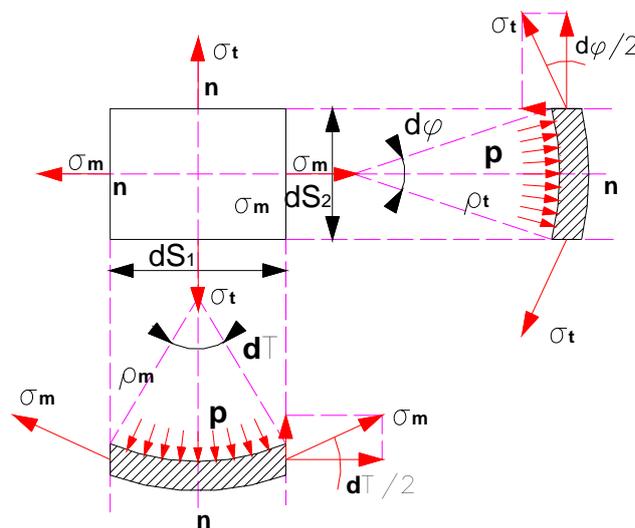


Fig. 2.2 Proyecciones de la bóveda en los planos tangencial y meridional.

$$\sum F_{n-n} = 2 \cdot \sigma_t \cdot dS_1 \cdot h \cdot \text{sen}\left(\frac{d\phi}{2}\right) + 2 \cdot \sigma_m \cdot dS_2 \cdot h \cdot \text{sen}\left(\frac{d\theta}{2}\right) - p \cdot dS_1 \cdot dS_2 = 0$$

$$\text{Pero: } \operatorname{sen}\left(\frac{d\varphi}{2}\right) \approx \frac{d\varphi}{2} \quad \text{y} \quad \operatorname{sen}\left(\frac{d\theta}{2}\right) \approx \frac{d\theta}{2}$$

Sustituyendo estas expresiones en la ecuación de equilibrio:

$$\sigma_t \cdot dS_1 \cdot h \cdot d\varphi + \sigma_m \cdot dS_2 \cdot h \cdot d\theta = p \cdot dS_1 \cdot dS_2$$

$$\text{Pero: } dS_1 = \rho_m \cdot d\theta \quad \text{y} \quad dS_2 = \rho_t \cdot d\varphi$$

Sustituyendo estas en la ecuación de equilibrio se tiene:

$$\frac{\sigma_t \cdot dS_1 \cdot dS_2 \cdot h}{\rho_t} + \frac{\sigma_m \cdot dS_1 \cdot dS_2 \cdot h}{\rho_m} = p \cdot dS_1 \cdot dS_2$$

Cancelando finalmente $dS_1 \cdot dS_2$ y ordenando:

$$\frac{\sigma_t}{\rho_t} + \frac{\sigma_m}{\rho_m} = \frac{p}{h} \quad (2.1)$$

Esta ecuación se conoce como Ecuación de Laplace y nos permite establecer una relación entre las tensiones que surgen en las paredes de la bóveda, las dimensiones de esta y la presión. La misma no permite calcular la magnitud de σ_m y σ_t pues son dos incógnitas en una sola ecuación, por lo que siempre se hace necesario aplicar el método de las secciones para un corte meridional de la bóveda.

2.1.2 Recipiente cilíndrico de paredes delgadas.

En el caso de un recipiente cilíndrico se obtendrá a continuación las expresiones para el cálculo de las tensiones y de la condición de resistencia aplicando la tercera y la cuarta hipótesis de resistencia para una bóveda cilíndrica de radio R y espesor h sometida a la acción de una presión interior uniforme p provocada por un gas almacenado en su interior. La tensión admisible del material es $[\sigma]_t$. (Fig. 2.3).

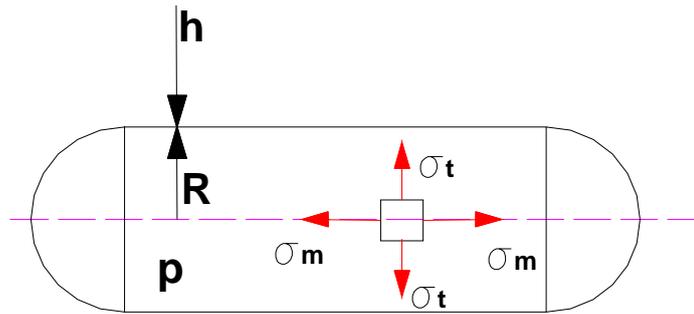


Fig. 2.3 Recipiente cilíndrico de paredes delgadas.

En este caso $\rho_t = R$ y $\rho_m = \infty$. Aplicando Laplace:

$$\frac{\sigma_t}{\rho_t} + \frac{\sigma_m}{\rho_m} = \frac{p}{h} \text{ De donde: } \sigma_t = \frac{p \cdot R}{h} \quad (2.2)$$

Aplicamos el método de las secciones dividiendo la bóveda en dos partes por un plano meridional (Fig. 2.4).

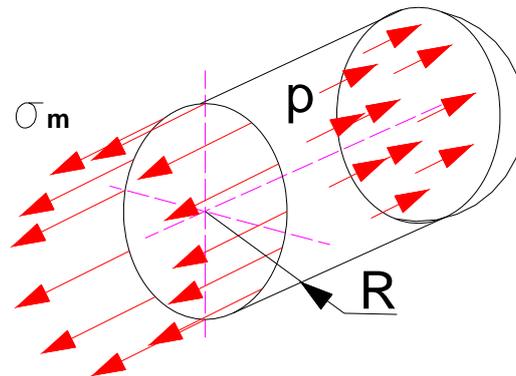


Fig. 2.4 Corte meridional de una bóveda cilíndrica.

$$\sum F_z = \sigma_m \cdot (2 \cdot \pi \cdot R) \cdot h - p \cdot (\pi \cdot R^2) = 0$$

$$\sigma_m = \frac{p \cdot R}{2 \cdot h} \quad (2.3)$$

El estado tensional es plano. En este caso:

$$\sigma_1 = \sigma_t = \frac{p \cdot R}{h}$$

$$\sigma_2 = \sigma_m = \frac{p \cdot R}{2 \cdot h}$$

$$\sigma_3 = 0$$

Aplicando la tercera hipótesis:

$$\sigma_{eq} = \sigma_1 - \sigma_3 \leq [\sigma]_t \text{ de donde: } \sigma_{eq} = \frac{p \cdot R}{h} \leq [\sigma]_t \quad (2.4)$$

Según la cuarta hipótesis:

$$\sigma_{eq} = \sqrt{\sigma_1^2 + \sigma_2^2 - \sigma_1 \cdot \sigma_2} \leq [\sigma]_t$$

$$\sigma_{eq} = \sqrt{\left(\frac{p \cdot R}{h}\right)^2 + \left(\frac{p \cdot R}{2 \cdot h}\right)^2 - \left(\frac{p \cdot R}{h}\right) \cdot \left(\frac{p \cdot R}{2 \cdot h}\right)} \leq [\sigma]_t$$

$$\sigma_{eq} = 0,86 \cdot \frac{p \cdot R}{h} \leq [\sigma]_t \quad (2.5)$$

La cuarta hipótesis, como se conoce, es más exacta. Sin embargo la tercera ofrece cierta reserva de resistencia adicional. La tensión equivalente en el recipiente cilíndrico como se aprecia es del orden del doble del esférico para una misma presión interior.

2.1.3. Recipiente Cónico de Paredes Delgadas.

En el presente epígrafe se abordará el cálculo de las tensiones en un recipiente cónico que contiene un líquido o un polvo, que es el caso mas frecuente de este tipo de recipiente. Se hallará la distribución de las tensiones σ_t y σ_m y la expresión de la condición de resistencia según la tercera hipótesis para un recipiente cónico de altura H , espesor h y ángulo de cono 2α , que se muestra en la Fig. 2.5. El recipiente contiene un líquido de peso específico (γ).

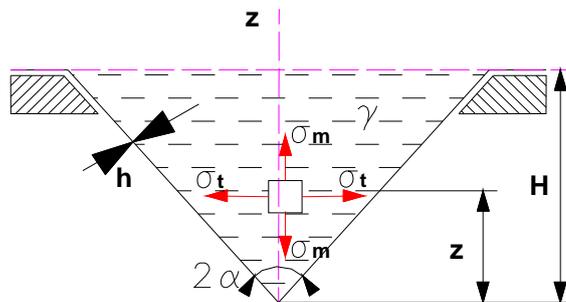


Fig. 2.5 Recipiente cónico de paredes delgadas con líquido o polvo de peso específico γ .

De acuerdo con la geometría del cono:

$$\rho_t = \frac{z \cdot \tan \alpha}{\cos \alpha}$$

$$\rho_m = \infty$$

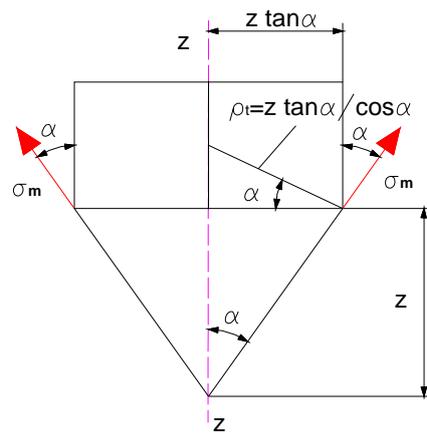


Fig. 2.6 Corte meridional en un recipiente cónico con líquido o polvo.

Como contiene una sustancia de peso específico γ :

$$\rho = \gamma \cdot (H - z)$$

Aplicando Laplace:

$$\frac{\sigma_t}{\rho_t} + \frac{\sigma_m}{\rho_m} = \frac{p}{h} \quad \text{Se obtiene:} \quad \frac{\sigma_t}{\left(\frac{z \cdot \tan \alpha}{\cos \alpha}\right)} = \frac{\gamma \cdot (H - z)}{h}$$

Entonces:

$$\sigma_t = \frac{\gamma \cdot (H - z) \cdot z \cdot \tan \alpha}{L \cdot \cos \alpha} \quad (2.6)$$

Aplicando el método de las secciones por un plano meridional.

$$\sum F_z = \gamma \cdot (V_{cil} + V_{cono}) - \sigma_m \cdot 2 \cdot \pi \cdot z \cdot \tan \alpha \cdot h \cdot \cos \alpha = 0$$

$$\gamma \cdot \left[\pi \cdot (z \cdot \tan \alpha)^2 \cdot (H - z) + \frac{1}{3} \cdot \pi \cdot (z \cdot \tan \alpha)^2 \right] = \sigma_m \cdot 2 \cdot \pi \cdot z \cdot \tan \alpha \cdot h \cdot \cos \alpha$$

$$\sigma_m = \frac{z \cdot \tan \alpha \cdot \left(H - \frac{2}{3} \cdot z \right) \cdot \gamma}{2 \cdot h \cdot \cos \alpha} \quad (2.7)$$

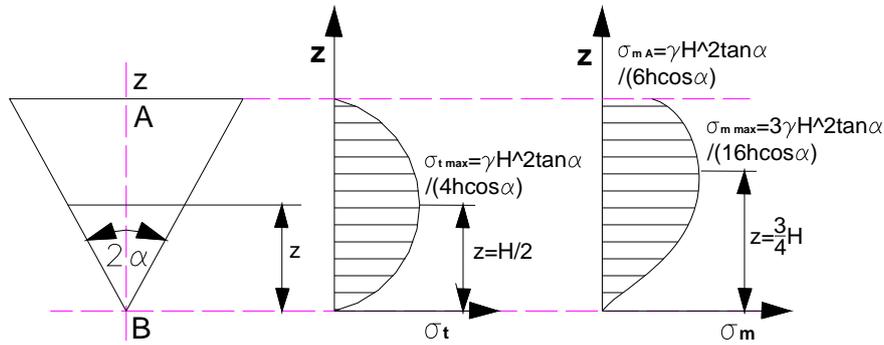


Fig. 2.7 Distribución de las tensiones σ_m y σ_t a través de la altura del cono.

$$\frac{d\sigma_t}{dz} = \frac{\gamma \cdot H \cdot \tan \alpha - 2 \cdot \gamma \cdot z \cdot \tan \alpha}{h \cdot \cos \alpha} = 0 \text{ como resultado: } z = \frac{H}{2}$$

Para $z = 0$, $\sigma_{tB} = 0$

Para $z = h/2$, $\sigma_{t\max} = \frac{\gamma \cdot H^2 \cdot \tan \alpha}{4 \cdot h \cdot \cos \alpha}$

Para $z = H$, $\sigma_{tA} = 0$

$$\frac{d\sigma_m}{dz} = \frac{\gamma \cdot H \cdot \tan \alpha - \frac{4}{3} \cdot \gamma \cdot z \cdot \tan \alpha}{2 \cdot h \cdot \cos \alpha} = 0 \text{ como resultado: } z = \frac{3}{4} \cdot H$$

Para $z = 0$, $\sigma_{mB} = 0$

Para $z = \frac{3}{4} h$, $\sigma_{m\max} = \frac{3 \cdot \gamma \cdot H^2 \cdot \tan \alpha}{16 \cdot h \cdot \cos \alpha}$

Para $z = H$, $\sigma_{mA} = \frac{\gamma \cdot H^2 \cdot \tan \alpha}{6 \cdot h \cdot \cos \alpha}$

Para toda z el estado tensional es plano de tracción, o sea, siempre $\sigma_3 = 0$ y por lo tanto:

$$\sigma_{eq\max} = \sigma_{t\max} = \frac{\gamma \cdot H^2 \cdot \tan \alpha}{4 \cdot h \cdot \cos \alpha} \leq [\sigma]_t \quad (2.8)$$

2.1.4. Efecto de borde en los recipientes de paredes delgadas.

Hasta ahora hemos estudiado las bóvedas considerando que en las paredes de las mismas solo surgen tensiones normales de tracción o de compresión y hemos despreciado el efecto de la flexión en la misma. En realidad, si en la bóveda existe empotramiento o cambios bruscos en su configuración surgen momentos flectores que incrementan la magnitud de las tensiones locales en estas zonas.

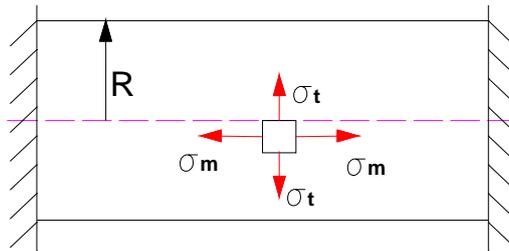


Fig. 2.8 Bóveda cilíndrica empotrada en sus extremos.

Para analizar este efecto consideremos una bóveda cilíndrica empotrada en sus extremos tal como se muestra en la Fig. 2.8. Si la bóveda no tuviera restricciones en sus deformaciones, el incremento del radio se puede hallar partiendo de la Ley de Hooke Generalizada. O sea:

$$\varepsilon_t = \frac{1}{E} \cdot (\sigma_t - \mu \cdot \sigma_m)$$

$$\text{Como: } \sigma_t = \frac{p \cdot R}{h} \text{ y } \sigma_m = \frac{p \cdot R}{2 \cdot h}$$

Sustituyendo estas tensiones en la expresión de la Ley de Hooke:

$$\varepsilon_t = \frac{1}{E} \cdot \left(\frac{p \cdot R}{h} - \mu \cdot \frac{p \cdot R}{2 \cdot h} \right) = \frac{p \cdot R}{2 \cdot E \cdot h} \cdot (2 - \mu)$$

Pero por definición:

$$\varepsilon_t = \frac{2 \cdot \pi \cdot (R + \Delta R) - 2 \cdot \pi \cdot R}{2 \cdot \pi \cdot R} = \frac{\Delta R}{R}$$

Igualando estas dos últimas expresiones, se tiene que:

$$\Delta R = \frac{p \cdot R^2}{2 \cdot E \cdot h} \cdot (2 - \mu) \quad (2.9)$$

Donde:

p presión o vacío en el recipiente.

R radio medio de la pared.

E Módulo de Elasticidad del material del recipiente.

H espesor de la pared.

μ Coeficiente de Poisson del material de la pared.

Si se valora esta deformación para los datos del Ciclón Z 11 por ejemplo:

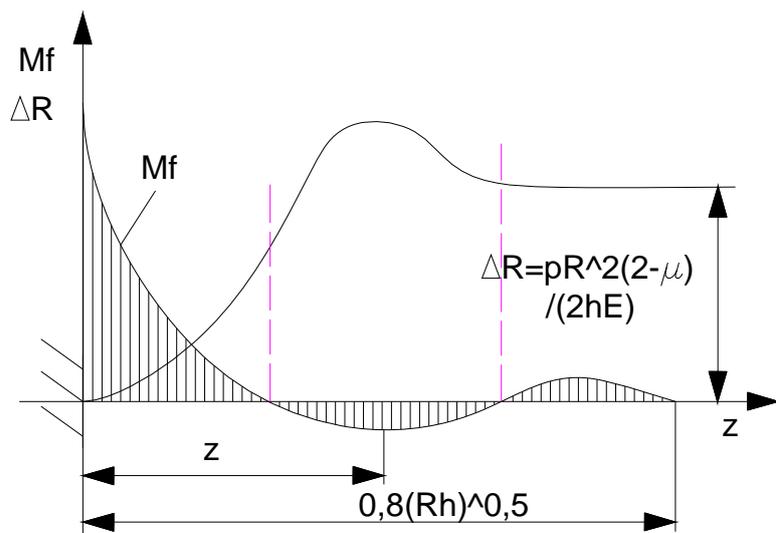
$p = 0,068 \text{ MPa}$; $R = 369,4 \text{ cm.}$; $E = 2 \times 10^5 \text{ MPa}$; $\mu = 0,3$ y $h = 0,5 \text{ cm}$

Se obtiene que:

$\Delta R = 5 \text{ mm}$

Esta deformación puede provocar grandes tensiones en la pared ya que en la zona de los empotramientos la bóveda tiene las deformaciones restringidas, de aquí que la pared de la bóveda sufra un pandeo que origina tensiones de flexión. En la Fig. 2.9 se muestra la deformación que sufre la pared en esta zona y la forma general del diagrama de momentos flectores.

Fig. 2.9 Deformación y momento flector en la bóveda cilíndrica con empotramiento.



2.2 Tensiones térmicas en recipientes cilíndricos provocadas por la diferencia de temperatura entre la superficie interior y exterior de la pared.

En las metodologías descritas en la literatura para la estimación de la vida útil por fatiga y otros tipos de falla en bóvedas cilíndricas, usualmente no se toma en cuenta la influencia de la diferencia de la temperatura (Δt) entre la superficie interior y exterior de la pared en la magnitud de las tensiones, sin embargo en este caso que se trata de elevadas temperaturas se hará una valoración de estas tensiones.

Se tiene que:

En el borde exterior:

$$\sigma_{\Delta t} = \frac{E \cdot \alpha \cdot \Delta t}{2 \cdot (1 - \mu)} \cdot \left(1 - \frac{m}{6 + 3 \cdot m} \right) \quad (2.10)$$

En el borde interior

$$\sigma_{\Delta t} = -\frac{E \cdot \alpha \cdot \Delta t}{2 \cdot (1 - \mu)} \cdot \left(1 + \frac{m}{6 + 3 \cdot m} \right) \quad (2.11)$$

El signo menos indica que esta tensión es de compresión.

Donde:

$\sigma_{\Delta t}$ Tensión originada por la diferencia de temperatura.

$\Delta t = t_i - t_e$ Diferencia de temperatura entre el borde interior y exterior de la pared
°C

E Módulo de Elasticidad del material del mismo.

α Coeficiente de dilatación térmica del material.

μ Coeficiente de Poisson del material.

$m = \frac{R_e}{R_i} - 1$ Donde: R_e radio exterior de la pared; R_i – radio interior de la pared.

Para los datos del Ciclón Z 11 por ejemplo: $R_e = 369,65$ cm.; $R_i = 369,15$ cm ;

$\alpha = 14,4 \times 10^{-6}$ °C⁻¹; $E = 2 \times 10^6$ kgf/cm² ; $\mu = 0,3$. Se obtiene $m = 0,0004$

La tensión de tracción en el borde exterior de la pared será:

$$\sigma_{\Delta t} = + 20,6 \Delta t \text{ kgf/cm}^2 = + 2,02 \Delta t \text{ MPa} \quad (2.12)$$

Y la tensión de compresión en el borde interior

$$\sigma_{\Delta t} = - 20,6 \Delta t \text{ kgf/cm}^2 = - 2,02 \Delta t \text{ MPa} \quad (2.13)$$

Como se puede apreciar estas tensiones son muy pequeñas pues en los recipientes de paredes muy finas como son los ciclones del precalcinador de clinker $\Delta t \cong 1$ a 2 °C.

2.2 Características y eficiencia de las costuras soldadas de los recipientes sometidos a presión.

Como regla el cálculo de las tensiones en los recipientes soldados se realiza sobre la base de la ecuación de Laplace, tomando en cuenta las particularidades constructivas del recipiente y la eficiencia de los cordones de soldadura presentes en el mismo, o se introducen algunas modificaciones de esta ecuación para tomar en cuenta la presencia de flexión en la pared cuando la relación espesor / diámetro es grande.

Según la literatura especializada, los cordones de soldadura se dividen por su importancia en cuatro categorías: A, B, C y D. En el esquema mostrado en la Fig. 2.10 se indica la categoría de los cordones de acuerdo a su posición relativa en un recipiente.

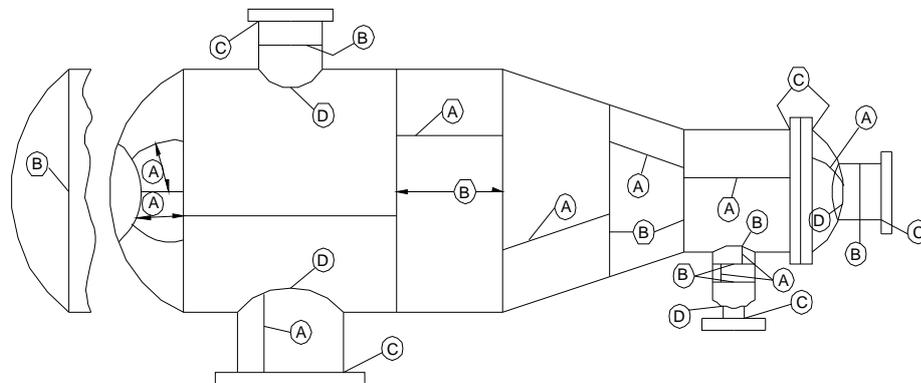


Fig. 2.10 Categoría de los cordones de soldadura de acuerdo a la posición relativa de estos en un recipiente.

Categoría A: Todos los cordones longitudinales en recipientes cilíndricos y las costuras soldadas en recipientes esféricos y fondos semiesféricos, abombados, etc.

Categoría B: Todos los cordones circunferenciales, incluyendo cámaras de comunicación.

Categoría C: Uniones soldadas de la conexión de platillos.

Categoría D: Uniones soldadas de la conexión de las cámaras de comunicación con el cuerpo principal o los fondos del recipiente.

La eficiencia característica de los cordones de soldadura depende del tipo de costura y del grado de inspección que se vaya a establecer durante su realización. La más baja eficiencia se reporta en la literatura para las costuras no radiografiadas y la más alta para aquellos cordones que han sido radiografiados totalmente. Los valores de eficiencia reportados en la literatura difieren de una norma a otra y de uno a otro autor. Algunos valores a modo de orientación se dan en la siguiente tabla:

Las restricciones del tipo de costura son de acuerdo a las categorías las siguientes:

- a) Si el recipiente contiene gases o sustancias letales ya sean líquidos o gases todas las costuras deben ser completamente radiografiadas y los cordones hechos de acero al carbono o de baja aleación, deben ser tratados térmicamente después de soldados.
 - 1) Todas las costuras de categoría A deben ser del tipo 1
 - 2) Todas las de categorías B y C deben ser del tipo 1 o 2.
 - 3) Todas las de categoría D deben garantizar la penetración completa a través del espesor.

Tabla 2.1 Eficiencia de las Costuras Soldadas					
Tipo No.	Tipo de costura	Limitaciones	Grado de Inspección		
			Radiografiada	Parcialmente Radiografiada	No Radiografiada
1	Uniones a tope soldadas por ambos	Ninguna	1,00	0,85	0,70

	lados con igual calidad.				
2	A tope por un solo lado con pletina de toma de raíz	Ninguna	0,90	0.80	0,65
3	A tope por un solo lado sin pletina de toma de raíz	Costuras circunferenciales solamente de $S < 15$ mm y $D < 600$ mm.	—	—	0,60
4	A solape soldada por ambos lados	Costuras longitudinales de $S < 10$ mm Costuras circunferenciales de $S < 15$ mm.	—	—	0,55
5	A solape soldada por un solo lado con costuras de tapón	Costuras circunferenciales de unión con los fondos excepto semiesféricas de $D < 600$ mm y $S < 12$ mm Costura	—	—	0,50

		circunferencial del cuerpo con $S < 15 \text{ mm}$			
6	A solape soldada por un solo lado sin costuras de tapón	Solo para costuras con fondos convexos hacia el lado de las presión $S < 15 \text{ mm}$ y $D < 600 \text{ mm}$	—	—	0,45

b) Cuando el recipiente opera a $t < 7^\circ \text{C}$ y el ensayo de impacto es adecuado.

- 1) Categoría A ----- 1
- 2) Categoría B ----- 2
- 3) Categoría C y D ----- penetración completa.

c) Recipientes no sometidos al fuego con $P > 3 \text{ kgf/cm}^2$.

Deben ser radiografiados y tratados térmicamente.

- 1) Categoría A ----- 1
- 2) Categoría B ----- 1 y 2

d) Recipientes sometidos al fuego.

- a) 1) Categoría A ----- 1
- 2) Categoría B ----- 1 y 2 si $S > 15 \text{ mm}$.
- 3) No se permiten costuras de otras categorías ni tipos.

a) Si $S > 15 \text{ mm}$ con acero al carbono o cualquier espesor de baja aleación deben ser tratados térmicamente.

2.4 Evaluación del Efecto de Borde en los ciclones por la acción de la restricción de las deformaciones provocadas por las presiones y por la temperatura.

En la Fig. 2.17 se muestran los respectivos incrementos de los radios en las zonas cilíndricas y cónica respectivamente que se originan por la acción de la presión o la temperatura en la zona de transición del cilíndrico de radio R y del cono de radio también R y ángulo 2α . Como se puede apreciar, producto de la acción de la presión al ser el cono en el plano circunferencial más rígido, el incremento del radio en la zona del cuerpo cilíndrico es mayor que en la zona cónica. Esta diferencia origina flexión en toda una zona de longitud Z_{flex} que incrementa las tensiones normales en el plano meridional del recipiente. La diferencia de radios después de la deformación será igual a la flecha máxima de la pared. Este fenómeno puede ocurrir de forma similar si localmente la temperatura es mas alta en la parte cilíndrica que en la cónica, o por el contrario mas alta en la cónica con relación a la cilíndrica. En el caso de los ciclones del precalcinador de clinker en las zonas de transición existen anillos de empalme y apoyos que restringen aun más las deformaciones.

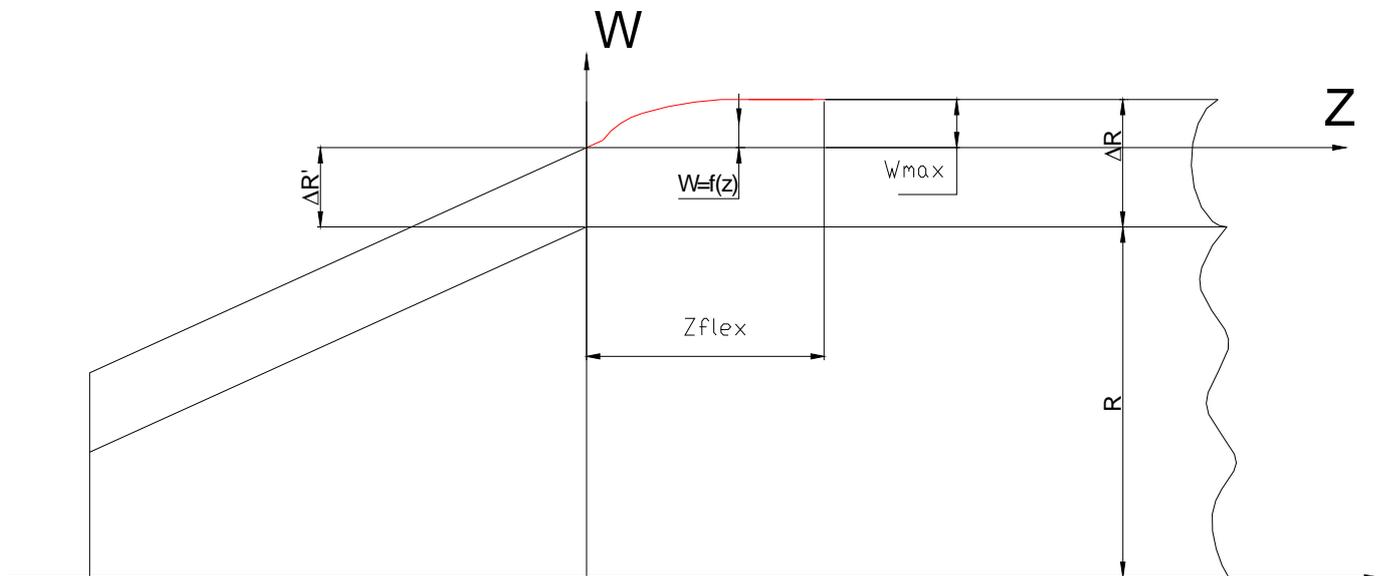


Fig. 2.17 Diferencia de deformaciones por la acción de la presión o la temperatura en la zona de transición del cilindro y el cono de un ciclón.

En Feodosiev [3] se demuestra que la ecuación de la flecha $W = f(z)$ queda descrita por la ecuación:

$$W = W_{\max} \cdot [1 - e^{-k \cdot z} \cdot (\text{sen}(k \cdot z) + \cos(k \cdot z))] \quad (2.14)$$

- **Por el efecto de las deformaciones provocadas por la presión.**

Por la acción de la presión la diferencia de deformación se demostró anteriormente que:

$$W_{\max} = \frac{p \cdot R^2}{2 \cdot E \cdot h} \cdot (2 - \mu) \quad (2.15)$$

Donde:

W_{\max} – flecha máxima por flexión de la pared.

R – radio medio de la pared del ciclón.

p – presión interior.

h – espesor de la pared.

E – módulo de elasticidad del material del ciclón.

μ - coeficiente de Poisson del material del ciclón.

La ecuación de la flecha $W = f(z)$ según Feodosiev [3] queda descrita entonces por la ecuación:

$$W = \frac{p \cdot R^2}{2 \cdot E \cdot h} \cdot (2 - \mu) \cdot [1 - e^{-k \cdot z} \cdot (\text{sen}(k \cdot z) + \cos(k \cdot z))] \quad (2.16)$$

Donde:

$$k = \sqrt[4]{\frac{3 \cdot (1 - \mu^2)}{R^2 \cdot h^2}} \quad (2.17)$$

Derivando la ecuación de la flecha se obtiene la ecuación de las pendientes:

$$W' = \frac{dW}{dZ} = \frac{p \cdot R^2 \cdot (2 - \mu)}{E \cdot h} \cdot k \cdot e^{-k \cdot z} \cdot \text{sen}(k \cdot z) \quad (2.18)$$

En [4] se demuestra que el momento flector, en la zona de efecto de borde, se puede hallar por la expresión:

$$M_f = D \cdot \frac{d^2W}{dZ^2} \quad (2.19)$$

Donde:

$$D = \frac{E \cdot h^3}{12 \cdot (1 - \mu^2)} \quad (2.20)$$

Hallando la segunda derivada de W y sustituyendo se obtiene que:

$$W'' = \frac{p \cdot R^2 \cdot (2 - \mu)}{E \cdot h} \cdot k \left[k \cdot e^{-kz} \cdot \cos(k \cdot z) - k \cdot e^{-kz} \cdot \text{sen}(k \cdot z) \right]$$

$$W'' = \frac{p \cdot R^2 \cdot (2 - \mu)}{E \cdot h} \cdot \left(\sqrt{\frac{3 \cdot (1 - \mu^2)}{R^2 \cdot h^2}} \right) \cdot e^{-kz} (\cos(k \cdot z) - \text{sen}(k \cdot z))$$

$$M_f = \frac{E \cdot h^3}{12 \cdot (1 - \mu^2)} \cdot \frac{p \cdot R^2 \cdot (2 - \mu)}{E \cdot h} \cdot \sqrt{\frac{(1 - \mu^2)}{3 \cdot R^2 \cdot h^2 \cdot (1 - \mu^2)^2}} \cdot e^{-k \cdot Z} \cdot (\cos(k \cdot Z) - \text{sen}(k \cdot Z))$$

$$M_f = \frac{(2 - \mu) \cdot p \cdot R \cdot h}{4 \cdot \sqrt{3 \cdot (1 - \mu^2)}} \cdot e^{-k \cdot Z} \cdot (\cos(k \cdot Z) - \text{sen}(k \cdot Z)) \quad (2.21)$$

El momento flector máximo se halla de la condición $\frac{dM_f}{dZ} = 0$, de la cual se obtiene

que éste se produce para $Z = 0$ y tiene un valor:

$$M_{f \max} = \frac{(2 - \mu) \cdot p \cdot R \cdot h}{4 \cdot \sqrt{3 \cdot (1 - \mu^2)}} \quad (2.22)$$

La tensión de flexión se calcula por la expresión:

$$\sigma = \frac{Mf}{W}$$

Donde:

$$W = \frac{1}{6}bh^2$$

$$\sigma = \frac{6 \cdot Mf}{h^2}$$

$$\sigma = \frac{3 \cdot (2 - \mu) \cdot p \cdot R}{2 \cdot h^2 \cdot \sqrt{3 \cdot (1 - \mu^2)}} \cdot e^{-k \cdot Z} \cdot (\cos(k \cdot Z) - \text{sen}(k \cdot Z)) \quad (2.23)$$

La zona en la cual se extiende el efecto de borde acotado en la Fig. 2.17 como Z_{flex} , se puede precisar hallando el valor de Z donde la flecha se diferencia de la máxima al menos en un 1%. O sea, de la ecuación (2.16).

$$e^{-k \cdot Z} \cdot (\text{sen}(k \cdot z) + \cos(k \cdot Z)) \leq 0.01 \quad (2.24)$$

El término entre paréntesis no puede ser mayor que $\sqrt{2}$, de donde tiene que cumplirse que:

$$e^{-k \cdot Z} \leq \frac{0.01}{\sqrt{2}}$$

Despejando Z , se obtiene que:

$$Z_{flex} \leq \frac{k \cdot Z}{\sqrt[4]{\frac{3 \cdot (1 - \mu^2)}{R^2 \cdot h^2}}} \quad (2.25)$$

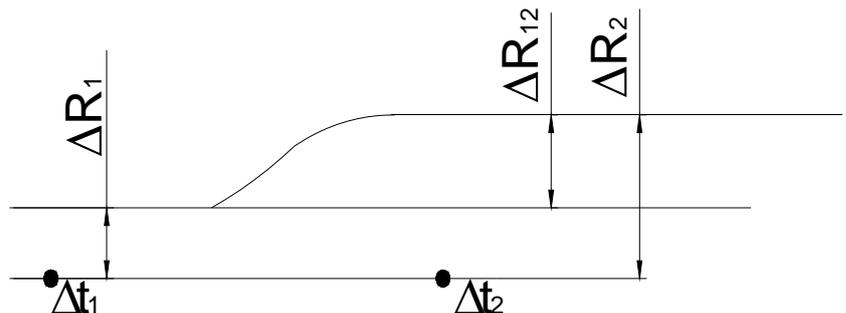
Evaluando para los datos del ciclón analizado se obtiene que:

$$Z_{flex} = 300 \text{ mm}$$

- **Por el efecto de la diferencia de temperaturas.**

En la Fig. 2.18 se muestra la deformación que sufre la pared producto de que exista una diferencia de temperaturas notable entre dos secciones del recipiente que no estén muy distantes una de la otra. Si existe diferencia de dilataciones la pared como se aprecia se verá sometida a flexión. Las expresiones para calcular el efecto de borde por la acción de la temperatura no aparecen descritas en la literatura de Mecánica de Materiales, ni de Diseño, ni de Equipos Estáticos, de aquí que la obtención de las expresiones en este trabajo es un aspecto novedoso desde el punto de vista científico.

Fig. 2.18 Variación del radio por la acción la temperatura en pared de un ciclón.



$\Delta t_{1,2} \rightarrow$ Dif de temperatura entre los puntos 1 a 2

$\Delta R_{12} = \Delta R_2 - \Delta R_1 = R_2 \cdot \alpha \cdot \Delta t_{12}$ Diferencia de dilataciones entre los puntos 1 y 2.

$$W \max = R \cdot \alpha \cdot \Delta t_{12}$$

$$W = R \cdot \alpha \cdot \Delta t \cdot \left[1 - e^{-kz} \cdot (\text{sen}(k \cdot z) + \cos(k \cdot z)) \right]$$

$$W' = 2 \cdot k \cdot R \cdot \alpha \cdot \Delta t \cdot e^{-kz} \cdot \text{sen}(k \cdot z) \quad (2.26)$$

$$Mf = D \cdot W''$$

Donde:

$$D = \frac{E \cdot h^2}{12 \cdot (1 - \mu^2)}$$

$$Mf = D \cdot 2 \cdot R \cdot \alpha \cdot k^2 \cdot \Delta t \cdot e^{-kz} \cdot (\cos(k \cdot z) - \text{sen}(k \cdot z))$$

$$Mf = \frac{E \cdot h^3}{12 \cdot (1 - \mu^2)} \cdot \left(\sqrt[4]{\frac{3 \cdot (1 - \mu^2)}{R^2 \cdot h^2}} \right)^2 \cdot R \cdot \alpha \cdot \Delta t \cdot e^{-kz} \cdot (\cos(k \cdot z) - \text{sen}(k \cdot z))$$

$$Mf = \frac{E \cdot h^2 \cdot \alpha \cdot \Delta t}{2 \cdot \sqrt{3} \cdot (1 - \mu^2)} \cdot e^{-kz} \cdot (\cos(k \cdot z) - \text{sen}(k \cdot z)) \quad (2.27)$$

El momento flector máximo se halla de la condición $\frac{dM_f}{dZ} = 0$, de la cual se obtiene

que éste se produce para $Z = 0$ y tiene un valor:

$$M_{f \max} = \frac{E \cdot \alpha \cdot \Delta t \cdot h^2}{2 \cdot \sqrt{3} \cdot (1 - \mu^2)} \quad (2.28)$$

La tensión de flexión se calcula por la expresión:

$$\sigma = \frac{Mf}{W} \quad (2.29)$$

Donde:

$$W = \frac{1}{6} b h^2$$

$$\sigma = \frac{6 \cdot E \cdot \alpha \cdot \Delta t \cdot h^2}{2 \cdot h^2 \cdot \sqrt{3} \cdot (1 - \mu^2)} \cdot e^{-kz} \cdot (\cos(k \cdot z) - \text{sen}(k \cdot z))$$

$$\sigma = \frac{3 \cdot E \cdot \alpha \cdot \Delta t}{\sqrt{3} \cdot (1 - \mu^2)} \cdot e^{-kz} \cdot (\cos(k \cdot z) - \text{sen}(k \cdot z)) \quad (2.30)$$

En las Figs. 2.19, se muestra el comportamiento de la flecha, la pendiente, el momento flector y la tensión calculados por la acción de la presión para los datos del ciclón Z 11. O sea, $p = 0,068 \text{ MPa}$, $R = 3694 \text{ mm}$, $h = 5 \text{ mm}$, $E = 2 \cdot 10^5 \text{ MPa}$ y $\mu = 0.3$.

Y en las Figs. 2.20, se muestra el comportamiento de la flecha, la pendiente, el momento flector y la tensión calculados por la acción de la temperatura para los datos del ciclón Z 11. O sea, $\Delta t = 10 \text{ }^\circ\text{C}$, $\alpha = 14,4 \cdot 10^{-6} \text{ }^\circ\text{C}^{-1}$, $R = 3694 \text{ mm}$, $h = 5 \text{ mm}$, $E = 2 \cdot 10^5 \text{ MPa}$ y $\mu = 0.3$.

Las tensiones en la pared del recipiente sin considerar el efecto de borde son:

Las tensiones circunferenciales:

$$\sigma = p \cdot R / h = 0,068 \cdot 3696 / 5 = 50 \text{ MPa}$$

y las meridionales:

$$\sigma = p \cdot R / 2 \cdot h = 0,068 \cdot 3696 / 2 \cdot 5 = 25 \text{ MPa}$$

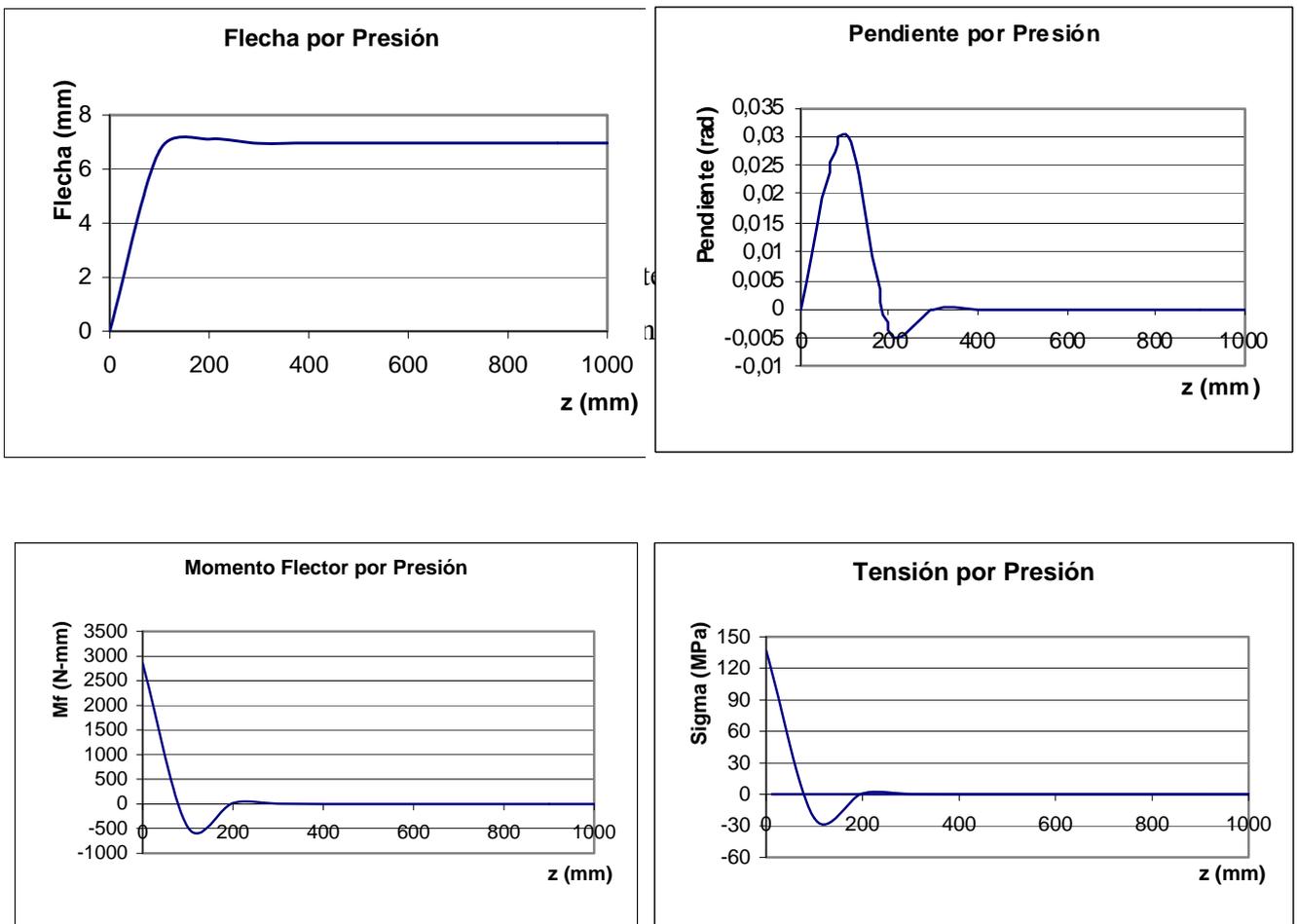


Fig. 2.19 Flecha, pendiente, momento flector y tensión provocadas por el efecto de borde en la pared de los ciclones por el efecto de la presión.

Como se puede apreciar, el efecto de borde provocado por la presión eleva las tensiones de la pared a más del doble, o sea:

$$\sigma_{\max} = 130 \text{ MPa}$$

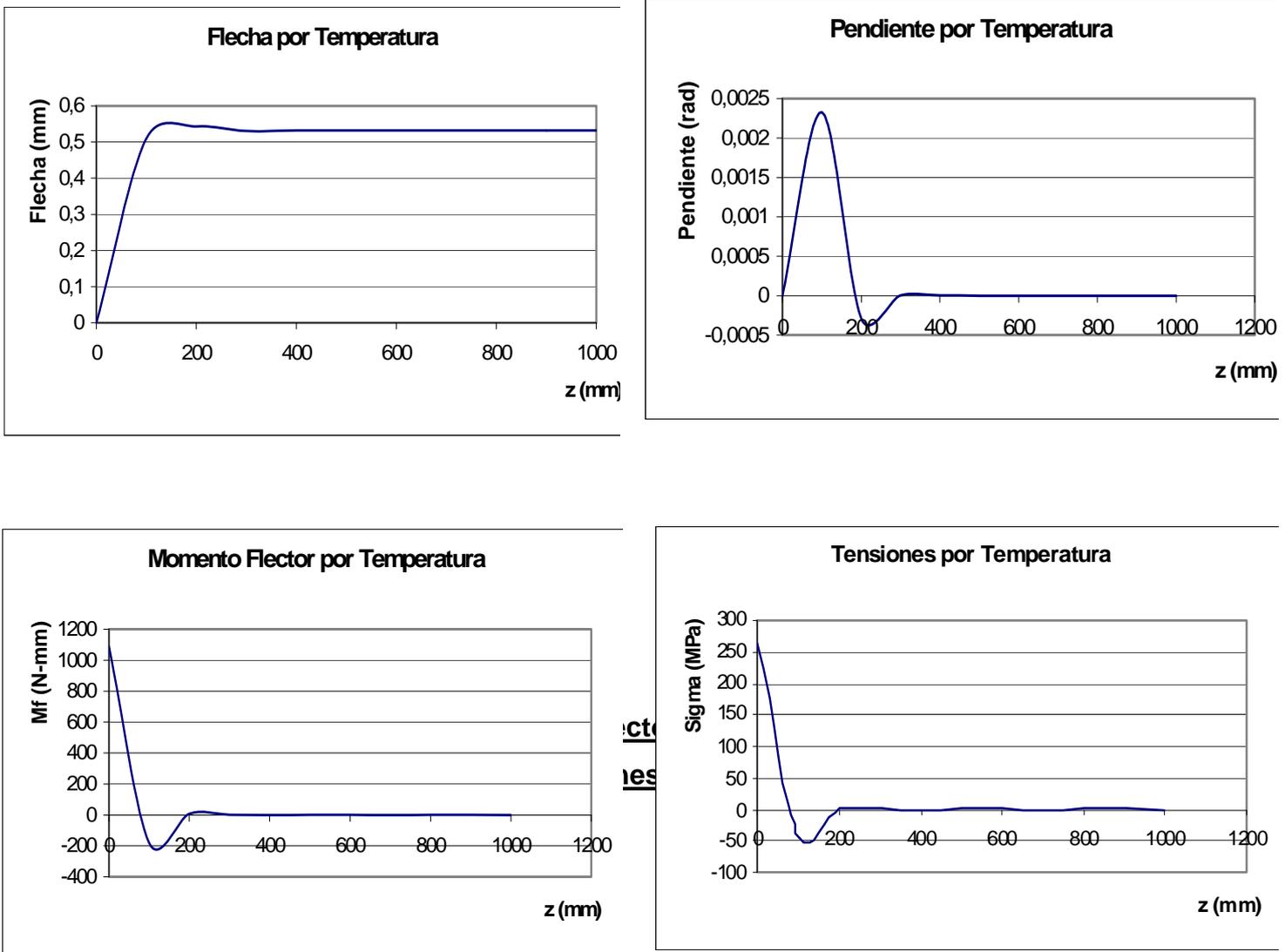


Fig. 2.20 Flecha, pendiente, momento flector y tensión provocadas por el efecto de borde en la pared de los ciclones por el efecto de la temperatura.

Como se puede apreciar, el efecto de borde provocado por la temperatura es en este caso es el más peligroso y para la diferencia de temperatura registrada de $\Delta t = 10 \text{ }^\circ\text{C}$ se elevan las tensiones de la pared en cinco veces, o sea:

$$\sigma_{\max} = 250 \text{ MPa}$$

Que es la tensión mayor de la fluencia del material.

2.5 Análisis por Elementos Finitos de la Brida Inferior del Ciclón Z 12.

La Brida del Ciclón Z 12 que ha presentado problemas de deformación plástica fue Modelada por Elementos Finitos por el Software Cosmos Design Star y se obtuvieron los resultados que se muestran en la Fig.2.21

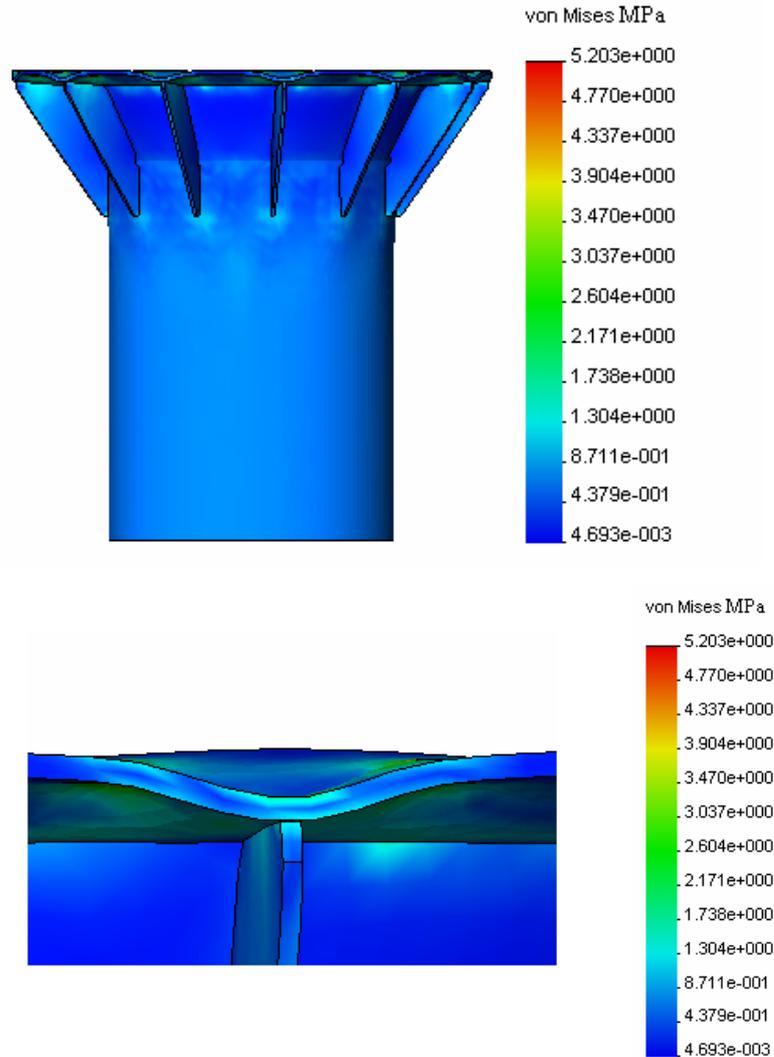


Fig. 2.21 Análisis por Elementos Finitos de la Brida Inferior del ciclón Z 12

Como se aprecia en la Fig. 1.21 la deformación bajo carga coincide exactamente con la observada en la realidad y las mayores tensiones se producen precisamente donde se observan las grietas.

Capítulo III Aplicación de la Mecánica de la Fractura en la evaluación del tamaño crítico de las grietas y en el cálculo de la vida residual.

3.1 Tenacidad a la Fractura del Material de los Ciclones.

Como se explicó en el Capítulo I, el material de los ciclones, se corresponde con el acero ferrítico – perlítico de la marca acero 20 o similar. Para este acero en chapas de espesor entre 4 y 10 mm:

$$\sigma_u = 420 \text{ MPa}, \sigma_f = 245 \text{ MPa} \text{ y } a_k = 8 \text{ kgf} - \text{m/cm}^2.$$

La tenacidad a la fractura de este material se halló a través de la correlación clásica de Rolfe – Barsón entre K_{Ic} y la energía CVN del ensayo de impacto Charpy con probeta entallada en V, dada en [5] es:

$$K_{Ic} = \sigma_f \sqrt{0,6478 \left(\frac{CVN}{\sigma_f} - 0,0098 \right)} \quad \text{MPa} \cdot \sqrt{m} \quad (3.1)$$

Donde:

$$CVN = a_k \cdot 9,81 \cdot 0,8 \quad \text{Joules}$$

Para este acero:

$$CVN = 8 \cdot 9,81 \cdot 0,8 = 62,8 \text{ J}$$

Y, se obtiene de (3.1):

$$K_{Ic} = 97,90 \quad \text{MPa} \cdot \sqrt{m}$$

3.2 Caracterización del estado tensional en la zona de las grietas de fatiga de los ciclones y de los modelos empleados para su estudio según la Mecánica de la Fractura.

En general las secciones donde han aparecido grietas están sometidas a un estado tensional plano con presencia de tensiones normales, tal como ocurre en los recipientes de paredes delgadas, intensificadas estas tensiones en el plano circunferencial por el efecto de borde provocado fundamentalmente como se vio anteriormente por las diferencias de deformación entre dos secciones longitudinales donde exista restricción de las deformaciones en una de ellas, o por, la diferencia de

dilataciones térmicas entre dos secciones circunferenciales contiguas, lo que provoca que la lámina del cuerpo se vea sometida a flexión. El efecto de borde en un recipiente con estas características conduce al incremento de la tensión meridional en la superficie del recipiente, por lo que la posibilidad de que un defecto superficial en los cordones de soldadura crezca y se convierta en inestable, aumenta. La tensión meridional en los recipientes de paredes delgadas calculadas por la Ecuación de Laplace es:

$$\sigma_{mp} = \frac{p \cdot R}{2 \cdot h} \quad (3.2)$$

El momento flector máximo en la zona del efecto de borde con un empotramiento puro según Feodosiev [3] es:

$$M_{f \max} = \frac{p \cdot R \cdot h}{2 \cdot \sqrt{3 \cdot (1 - \mu^2)}} \quad (3.3)$$

La tensión meridional provocada por el momento flector máximo en la zona de efecto de borde, es:

$$\sigma_{m \max}^{flex} = \frac{M_{f \max}}{W} = \frac{6 \cdot M_{f \max}}{h^2} = \frac{3}{2} \cdot \frac{\mu \cdot p \cdot R}{h \cdot \sqrt{3 \cdot (1 - \mu^2)}}$$

$$\sigma_{m \max}^{flex} = \frac{3 \cdot \mu}{\sqrt{3 \cdot (1 - \mu^2)}} \cdot \frac{p \cdot R}{2 \cdot h}$$

Para acero $\mu = 0.3$

$$\sigma_{m \max}^{flex} = 0.545 \cdot \frac{p \cdot R}{2 \cdot h} \quad (3.4)$$

La tensión meridional resultante será:

$$\sigma_m = \sigma_{mp} + \sigma_{m \max}^{flex} = \frac{p \cdot R}{2 \cdot h} + 0.545 \cdot \frac{p \cdot R}{2 \cdot h} = 1.545 \cdot \frac{p \cdot R}{2 \cdot h} \cong 0,8 \frac{p \cdot R}{h} \quad (3.5)$$

La tensión meridional crece en casi en casi un 55 % por el efecto de borde, mientras que la tensión circunferencial sigue siendo:

$$\sigma_c = \frac{p \cdot R}{h} \quad (3.6)$$

Se pudiera considerar por lo tanto, a los efectos de seleccionar un Modelo adecuado para la Aplicación de la Mecánica de la Fractura Lineal Elástica y de la Mecánica de la Fractura Subcrítica, que el Estado Tensional que aparece en la pared es Plano Uniforme y que tanto las tensiones circunferenciales como las meridionales son iguales en magnitud, o sea: $\sigma_c \cong \sigma_m = \sigma$. Sin embargo los cálculos realizados en el Capítulo anterior demuestra que las tensiones provocadas por la presión son muy pequeñas y las únicas que tienen un valor significativo son las tensiones de flexión meridionales provocadas por el efecto de borde, dada las restricciones a las deformaciones, de aquí que es mas racional y mas crítico, dado los valores de β que aparecen en los modelos de la Mecánica de la Fractura, considerar el estado tensional como uniaxial. Algo similar ocurre con las tensiones provocadas por la temperatura, de aquí que en los cálculos se considerará el modelo uniaxial por ser mas crítico.

El Factor de Intensidad de Tensiones se obtendrá considerando que la grieta en un inicio puede partir de un defecto semielíptico superficial según el Modelo planteado en el Caso 21 de la referencia Goytisoló [6] correspondiente a una placa plana infinita, con un defecto semielíptica superficial bajo un estado tensional plano o uniaxial de tracción, tal como se muestra en la Fig. 3.1, que es lo más común en los cordones de soldadura,

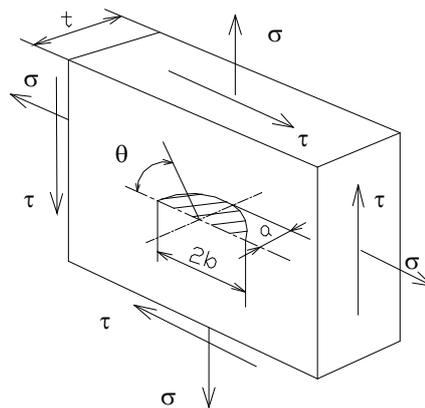


Fig. 3.1 Modelo de la grieta inicial que puede aparecer en los ciclones, hasta que se convierte en pasante.

pero dado el pequeño espesor de la pared de los ciclones esta se convertirá rápidamente en pasante y se comportará entonces como una grieta en una placa plana infinita con un orificio, con dos grietas en los bordes del mismo. El orificio es el

equivalente a la grieta pasante. Esta consideración se aplica con frecuencia en la Mecánica de la Fractura, incluso el Modelo contempla la posibilidad de que el radio del orificio pueda ser cero, o sea, que en un inicio no exista ni orificio, ni grieta. Esta situación aparece analizado en el Caso 11 de la referencia Goytisoló [6] y mostrado en la Fig. 3.2

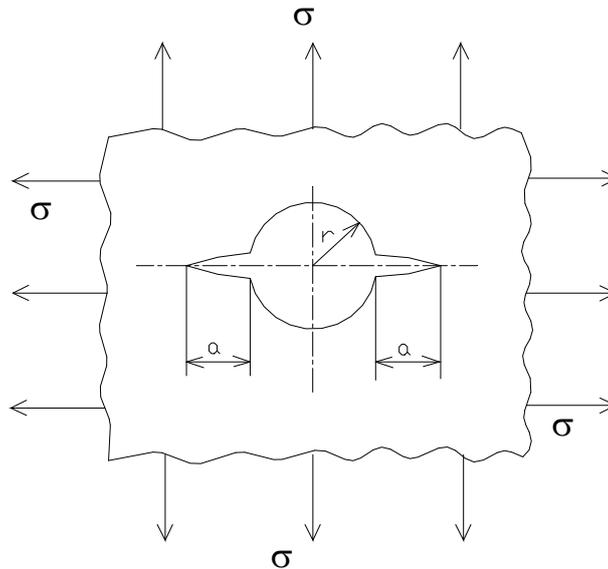


Fig. 3.2 Modelo de grieta que se debe aplicar una vez que las grietas en los ciclones se conviertan en pasantes.

Se supondrá la existencia de un hipotético defecto de este tipo con una profundidad inicial muy pequeña, $a = 0.1 \text{ mm}$, no detectable incluso por la técnica ultrasónica. En la Fig. 3.3 se muestra un defecto de este tipo en un cordón de soldadura.

Los valores de β_{grieta} tomados del Caso 11 de la referencia Goytisoló [8] aparecen en la Tabla 3.1, estos son mayores que el mismo modelo con estado biaxial de tensiones.

Tabla 3.1 Valores de β_{grieta} para el Modelo 11 (Fig. 3.2) de la referencia Goytisoló [8] para el Estado Uniaxial de Tensiones.															
a/r	0	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,8	1,0	1,5	2,0	3,0	5,0	10,0	∞
β_{grieta}	3,39	2,73	2,41	2,15	1,96	1,83	1,71	1,58	1,45	1,29	1,21	1,14	1,07	1,03	1,0

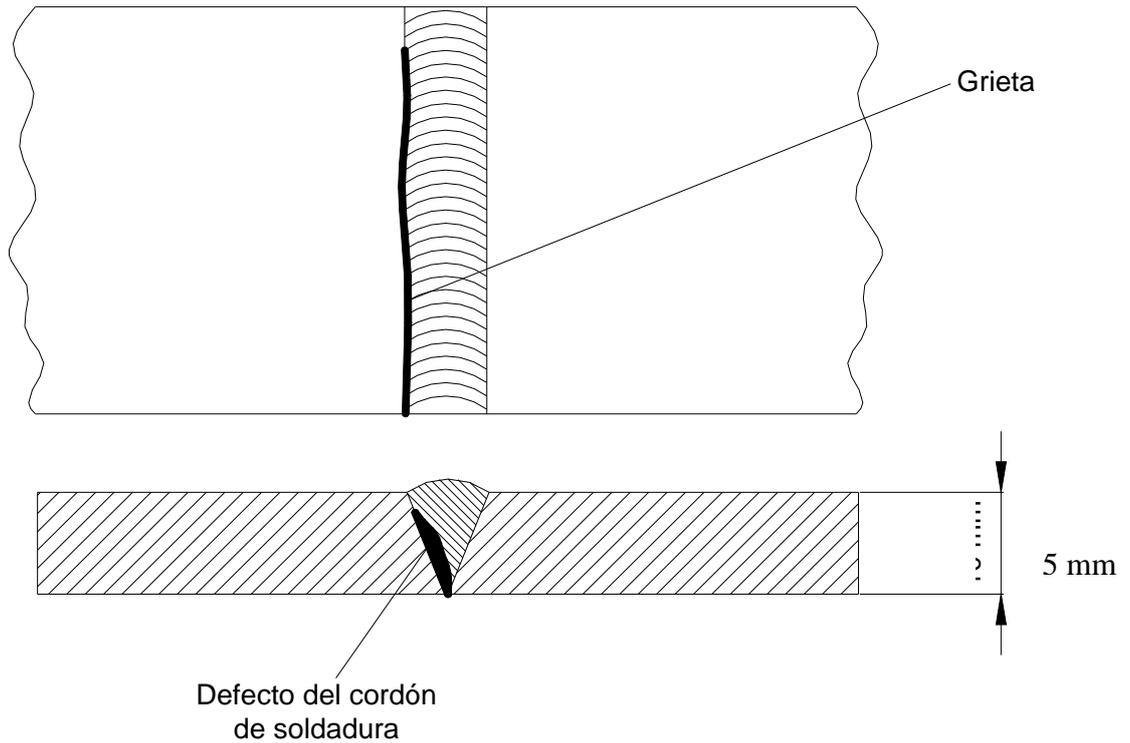


Fig. 3.3 Posible defecto inicial en un cordón de soldadura.

El Modelo anterior se ajustó según la ecuación de ajuste de Harris haciendo uso del Software Curve Expert para obtener la función de $\beta_{\text{grieta}} = f(a/r)$ y se obtuvo la siguiente correlación expresada por la ecuación 3.6 y representada en la gráfica de la Fig.3.4.

$$\beta_{\text{grieta}} = 1 / (55.351433^{0,0024915478} - 54.687674) \quad (3.6)$$

La correlación obtenida fue muy buena con un error relativo muy pequeño y un coeficiente de correlación elevadísimo casi igual a 1.

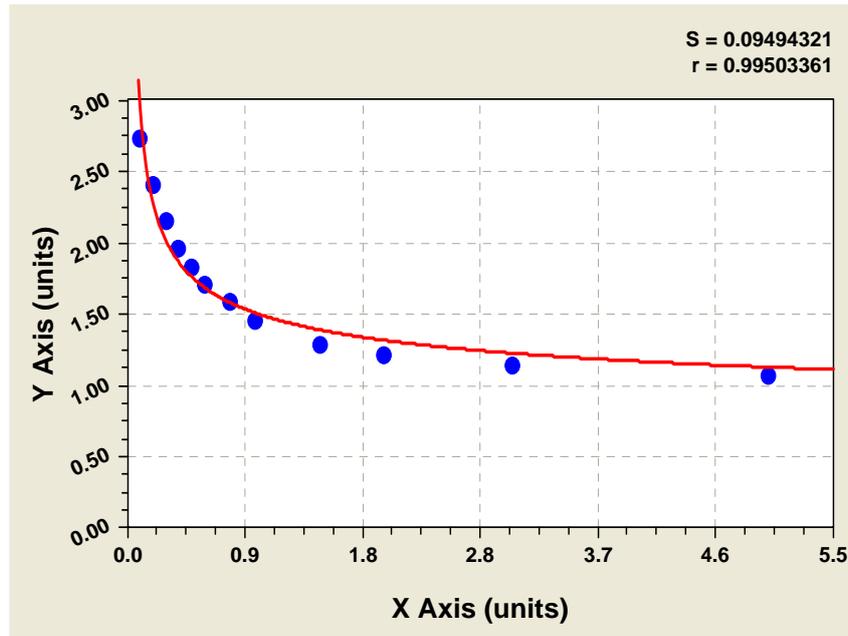


Fig. 3.4 Ajuste de la función $\beta_{grieta} = f(a/r)$ para dos grietas pasantes en el borde de un orificio o de una grieta pasante inicial

3.3 Obtención de la Gráfica de Resistencia Residual para el defecto supuesto.

La condición de fractura para el caso del defecto supuesto en un cordón de soldadura bajo el estado tensional uniaxial es:

$$K_I = \beta_{sold} \cdot \beta_{grieta} \cdot \sigma_c \cdot \sqrt{\pi \cdot a} = K_{Ic} \quad (3.7)$$

Donde Broek [6], recomienda aplicar en estos casos el Método de la Composición pues existen dos influencias que se complementan, la influencia de los efectos propios del cordón de soldadura y el efecto de la micro grieta. Para considerar ambos efectos simultáneamente, recomienda tomar un coeficiente β_{sold} para los cordones de soldadura de:

$$\beta_{sold} = 1.3$$

La resistencia residual se obtiene entonces como:

$$\sigma_c = \frac{K_{Ic}}{(1.3 / (55.3514330,0024915478 - 54.687674)) \cdot \sqrt{\pi \cdot a}} \quad (3.8)$$

La curva de resistencia residual obtenida para $K_{Ic} = 97.90 \text{ MPa} \cdot \sqrt{m}$ se muestra en la Fig.3.5.

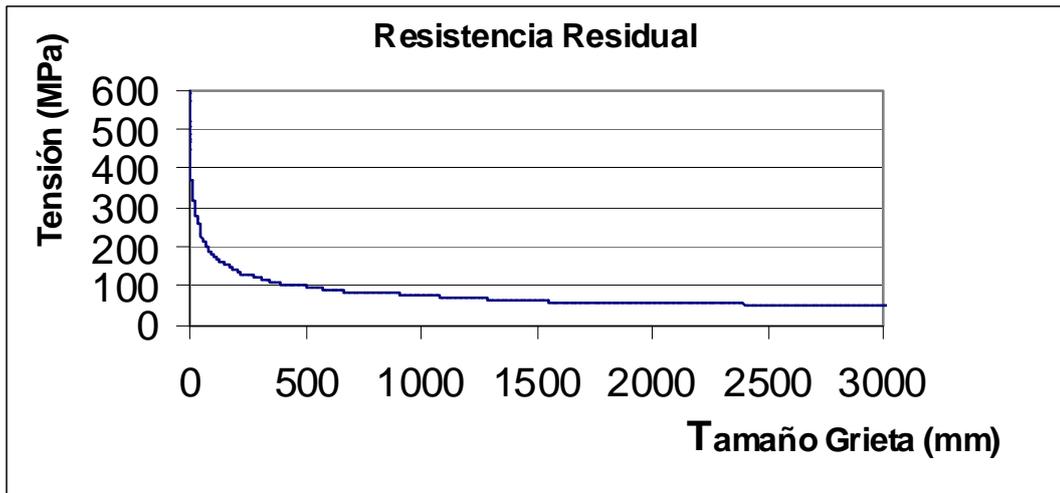


Fig. 3.5 Gráfica de Resistencia Residual para el tipo de defecto inicial considerado en la pared de los ciclones

Como se puede apreciar de la gráfica de la Fig. 3.5 para tensiones en la pared de magnitud $\sigma \leq 50$ MPa el tamaño crítico de la grieta es mayor que $a_c = 3\,000$ mm, o sea, mayor de 3 m de longitud, para tensiones del orden de $\sigma \leq 100$ MPa el tamaño crítico de la grieta se reduce a $a_c \leq 500$ mm.

3.4 Evaluación del Crecimiento Subcrítico de las Grietas.

El análisis del Crecimiento Subcrítico por fatiga del hipotético defecto supuesto hasta convertirse en una grieta que se va extendiendo progresivamente se realizó por la Ecuación de Razón de Crecimiento de Paris.

$$\frac{da}{dN} = C \cdot \Delta K^n \quad \frac{mm}{ciclo} \quad (3.9)$$

Para los aceros ferrítico – perlíticos, según Shigley – Mistchkie []:

$$C = 6,9 \times 10^{-12} \quad y \quad n = 3$$

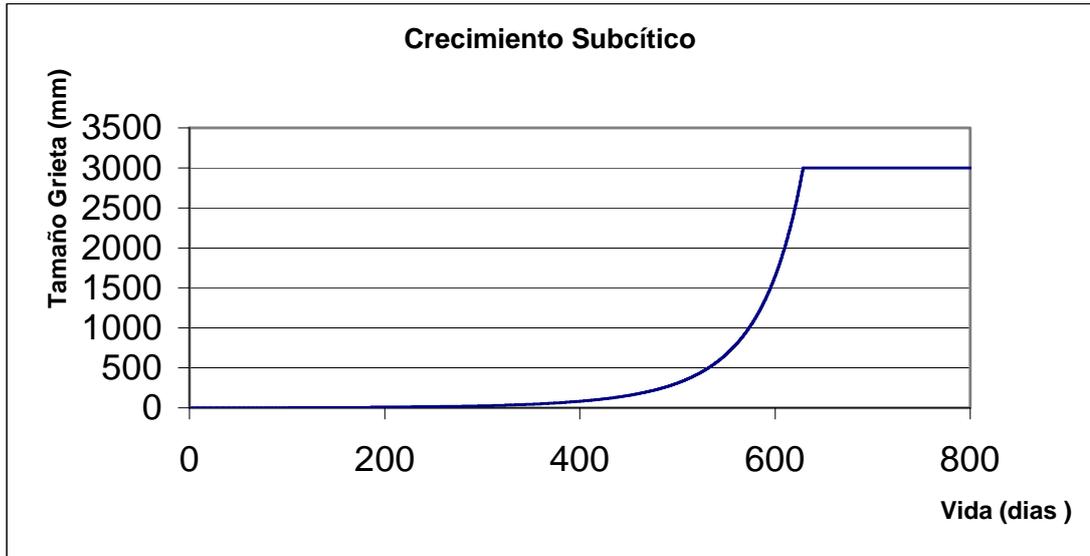


Fig. 3.6 Gráfico de Crecimiento subcrítico para el defecto analizado en la pared de los ciclones.

En la Fig. 3.6 se muestra el Gráfico de Crecimiento Subcrítico obtenido. Para que un micro defecto en la soldadura se convierta en una grieta pasante y crezca hasta una longitud $a = 3\,000\text{ mm} = 3\text{ m}$, se requieren solamente 650 días para una oscilación de la tensión $\Delta\sigma = 50\text{ MPa}$ y una frecuencia f de variación de las tensiones estimada de $f = 50\text{ ciclos / hora}$.

La frecuencia de variación de las tensiones provocadas por las variaciones de la presión o de la temperatura se pudo precisar observando este comportamiento durante horas en la sala de control. En la Fig. 3.7 se muestra una muestra de la variación de las presiones y de la temperatura durante un periodo de aproximadamente 10 horas, extraído directamente de la computadora de la Sala de Control. Es preciso aclarar que fue necesario cortar el diagrama en cuanto a amplitud se refiere, o sea, los cambios de presión y de temperatura son mas amplios que los que se muestran en la figura, pero si se puede apreciar que la frecuencia de la variación en algunos sitios es muy alta.

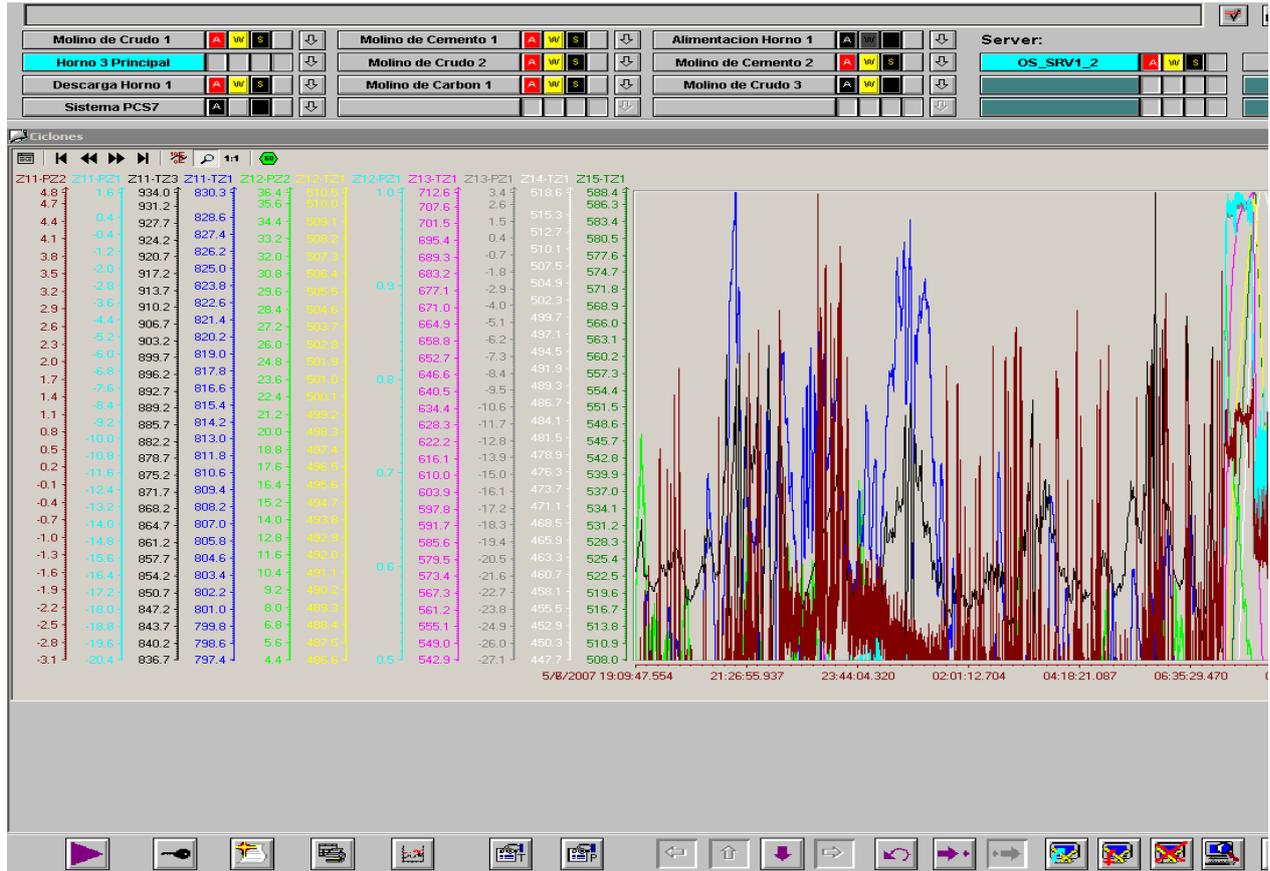


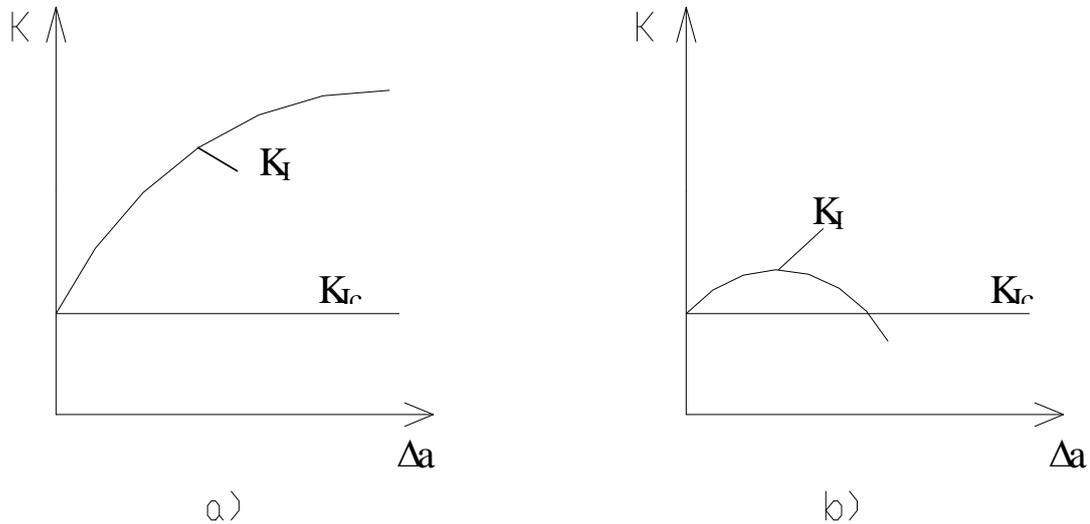
Fig. 3.7 Frecuencia de variación de las presiones y de la temperatura.

Es necesario destacar aquí que esta evaluación de la integridad de los ciclones no se puede considerar conclusiva. En esta instalación las tensiones fundamentales como se ha podido comprobar ocurren producto del efecto de borde y este ocurre cuando en alguna zona del recipiente existe alguna restricción a las deformaciones. Sin embargo, en la medida que la grieta aumenta, el efecto de borde se va reduciendo pues la restricción desaparece y la grieta simplemente se abre y dejan de existir tensiones por este efecto, o sea, el Factor de Intensidad de Tensiones de la Grieta se reduce al reducirse la magnitud de las tensiones y puede durante su crecimiento pasar por debajo de la Tenacidad a la Fractura del Material y nunca llegar a convertirse en crítica.

Esto se confirma ya que en los ciclones existen como se vio anteriormente grietas de más de un metro de longitud y no han continuado extendiéndose. Incluso en el ciclón Z 13 se llegaron a producir grietas de varios metros de longitud y no continuaron extendiéndose en toda la longitud posible dando señales de que

crecieron rápidamente en un inicio y se detuvo o frenó su crecimiento, pudiéndose reparar “in situ”.

En la Fig. 3.8 se muestra unos gráficos que ilustran las alternativas de variación de K_I con relación a K_{Ic} en la medida que la grieta crece. Lo usual es que K_I crezca



en la

Fig. 3.8 a) Comportamiento normal de K_I con relación a K_{Ic} en una grieta crítica.

b) Reducción de K_I con relación a K_{Ic} que conduce a que la grieta deje de ser crítica.

medida que la grieta crece, tal como se muestra en la Fig. 3.8 a) pero si la tensión se reduce puede suceder que K_I se reduzca en la medida que la grieta crezca tal como se muestra en la Fig. 3.8 b). Un efecto de este tipo tiene que estar ocurriendo en los Ciclones del Precalcinador de la Empresa Cementos Cienfuegos S.A.

Conclusiones Generales

1. Las grietas de los ciclones del Precalcinador de Clinker de la Empresa cementos Cienfuegos S.A. surgen en zonas del cuerpo aparentemente reforzadas y fundamentalmente en los cordones circunferenciales lo que es un indicador claro de que las grietas surgen básicamente por el efecto de borde, o sea, por la flexión que se origina en la pared al existir en el cuerpo zonas donde se restringen las deformaciones. Es precisamente en esas zonas de restricción que actúan como empotramientos donde se producen las mayores tensiones y precisamente esos cordones son los que se agrietan.
2. En aquellos cordones longitudinales donde han surgido grietas los mismos están afectados también por una o dos zonas de efectos de borde. Estas grietas no han crecido prácticamente en los últimos tres meses lo que hace pensar que en ellas ha desaparecido el efecto que las provocó y las hizo crecer en un inicio.
3. Los refuerzos colocados en aquellos cordones reparados son tan cortos que no eliminan el efecto de borde, sino que lo corren simplemente a una zona ligeramente desplazada del anillo circunferencial y estos refuerzos por ser más rígidos que la chapa del cuerpo son ahora los que soportan la acción del momento flector que se origina en dichas zonas. El efecto de borde es tan grande que provoca entonces la fractura de los refuerzos.
4. En la brida de conexión de la Resbaladera al Ciclón Z 12 se producen frecuentes obstrucciones de material que obligan a detener la producción, e indudablemente las grandes cargas que se producen por el peso propio de la resbaladera unido al peso del material acumulado provocan cargas axiales sobre la brida que la deforman y provocan la rotura del material., se aprecia claramente que las tensiones en la brida no sólo superaron el límite de fluencia (considerable deformación plástica observada), sino que alcanzaron el límite de rotura (grietas observadas en dicha zona) esto es un indicador que la brida no fue diseñada contemplando esta posible situación.
5. Las presiones y temperaturas existentes en los ciclones varían en un amplio rango y con una frecuencia elevada, condición esta necesaria para que ocurra la fatiga de los cordones.

6. El acero de la chapa de la pared es acero ferrítico – perlítico de la marca acero 20 o similar con un recubrimiento galvánico por la superficie exterior.
7. Entre dos secciones contiguas separadas entre si unos 20 cm a lo largo de la longitud de uno de los ciclones y en la zona de los cordones se comprobó mediante mediciones de temperatura que podía existir un $\Delta t \cong 10^\circ \text{C}$.
8. Las tensiones en la pared del ciclón sometido a la mayor presión registrada son del orden de 50 MPa.
9. Se dedujeron las expresiones para calcular la flecha, la pendiente, el momento flector y las tensiones provocadas por los efectos de borde por acción de la presión y la temperatura. Las tensiones de Efecto de Borde provocadas por la presión pueden alcanzar valores del orden de 130 MPa y las provocadas por efecto de la temperatura valores del orden de 250 MPa, ambos efectos sumados pueden superar la fluencia e incluso la resistencia máxima del acero.
10. La Modelación por Elementos Finitos de la Brida del Ciclón Z 12 con el Software Cosmos Design Star demostró que la deformación bajo carga coincide exactamente con la observada en la realidad y las mayores tensiones se producen precisamente donde se observan las grietas.
11. La aplicación de la Mecánica de la Fractura Lineal Elástica demostró que para tensiones en la pared de magnitud $\sigma \leq 50 \text{ MPa}$ el tamaño crítico de la grieta es mayor que $a_c = 3\,000 \text{ mm}$, o sea, mayor de 3 m de longitud y para tensiones del orden de $\sigma \leq 100 \text{ MPa}$ el tamaño crítico de la grieta se reduce a $a_c \leq 500 \text{ mm}$.
12. La aplicación de la Mecánica de la Fractura Subcrítica demostró que para que un micro defecto en la soldadura se convierta en una grieta pasante y crezca hasta una longitud $a = 3\,000 \text{ mm} = 3 \text{ m}$, se requieren solamente 650 días para una oscilación de la tensión $\Delta\sigma = 50 \text{ MPa}$ y una frecuencia f de variación de las tensiones de $f = 50 \text{ ciclos / hora}$. Hay que destacar que el régimen de variación de las tensiones es completamente inestable y por lo tanto para mayor exactitud en la predicción de la vida sería necesario aplicar la Hipótesis Acumulativa y calcular un $\Delta\sigma$ equivalente.
13. Las tensiones surgen fundamentalmente por el efecto de borde y este ocurre cuando en alguna zona del recipiente existe alguna restricción a las deformaciones. Sin embargo, en la medida que la grieta aumenta, el efecto de

borde se va reduciendo pues la restricción desaparece y la grieta simplemente se abre y dejan de existir tensiones por este efecto, o sea, el Factor de Intensidad de Tensiones de la Grieta se reduce al reducirse la magnitud de las tensiones y puede frenarse el crecimiento de la grieta.

Recomendaciones

1. Continuar la Investigación con vistas a profundizar aun mas en las causas de las notables diferencias de temperaturas con vistas a poder eliminar este efecto perjudicial.
2. Valorar técnico – económicamente la posibilidad de eliminar el efecto de borde mediante la colocación de refuerzos en la pared que estén dispuestos longitudinalmente para eliminar los efectos de borde provocados por la presión y la temperatura.
3. Desarrollar el Método de Calculo de las cargas que se transmiten a la brida analizada por la pared y por los refuerzos., con vistas a analizar el diseño y buscar soluciones.

Bibliografía

- Equipamiento Mecánico para la producción de materiales para la construcción./ S.G. Silenok... [et. al.]-- Moscú: Editorial Mashinostrenie. 1969.—199 p.
- Avilés R. Fatiga de materiales en el diseño y análisis mecánico./ R. Avilés.— España:Escuela Técnica Superior de Ingenieros de Bilbao, 1995. - - [s.p.]
- Blake, A. Practical Fracture Mechanic in Design/ A. Blake.--. New York: Marcel Dekker. Inc. 1996.- 437p.
- Birger J.A. Cálculo de la resistencia de las piezas de máquinas./ J. A. Birger, B. F. Schorr , R. M. Schneiderovhich.-- Moscú. Editorial Mashinostroenie, 1966. - - 616 p.
- Broek, D. Fracture Control for the Chemical Process Industries/ D. Broek.-- . St. Louis: The Materials Technology Institute of the Chemical Process Industries. Inc. 1983. - - 571 p.
- Den Hartog J.P. Advanced Strength of Materials/ J.P. Den Hartog.-- . New York: Mc Graw. Hill Book Company, 1952. - - 379 p.
- Elementos de Máquinas/ V. Dobrovolski...[et.al.]--Moscú: Editorial MIR, 1970, 330p
- Feodosiev, V. I. Resistencia de Materiales./ V. I. Feodosiev.--Moscú: Editorial MIR. 1985. - - 583 p.
- Guliaev, A.P. Metalografía/ A. P Guliaev.-- Moscú: Editorial MIR, 1983.—T 1
- Goytisoló R.A. Mecánica de la Fractura. Folleto para la Maestría de Mecánica Aplicada/ R.A. . Goytisoló.—Cienfuegos: Ucf, 2000.—100 p.
- Hofer, K. E. Equations for Fracture Mechanic. Machine Design (USA), 40; (3):103 – 113, 1968.
- Iwadata T, et. al. Prediction of fracture toughness K_{IC} transition curves of pressure vessel steels from Charpy V-Notch impact test results. Journal of Pressure Vessel Technology (USA) 116: 353-358.,Nov. 1994
- Labahn. Prontuario de Cemento/ Labahn, Kaminsky .--. La Habana: Editorial científico Técnica, 1970.—406 p.
- Laschinnski, A. Construcción de aparatos químicos soldados. Manual del Ingeniero./ A. Laschinnsk.-- Moscú: Eneshtorgizdat, 1986.—2 T
- Maslenkov S.B.,. Aceros y aleaciones para elevadas temperaturas. Manual./ S. B. Maslenkov; E. A. Maslenkova .--Moscú: Editorial Metallurgiya, 1991. - - 382p.
- Partón, V. Z. Mecánica de la Destrucción./ V. Z. Partón.-- Moscú: Editorial MIR. 1990. - - 414 p.
- Pisarenko, G. S. Manual de Resistencia de Materiales./ G. S. Pisarenko; A. P. Yakovlev, V.V. Matveév.-- Moscú: Editorial MIR. 1989. - - 694 p.
- Rolfe S.T. Fracture and fatigue control in structures. Aplicaciones of fracture Mechanics/ S.T. Rolfe, J. M. Barson.--. New Jersey: Prentice Hall, Inc. 1977.-- 562 p.
- Tanaka, K. A tentative explanation for two parameter, C and n in Paris equation of fatigue crack growth. Int. Journ. of Fract. (USA), (5): .563-583,1997.
- Timoshenko S. Resistencia de Materiales./ S. Timoshenko.-- Moscú : Editorial Nauka, 1965. T2—480 p.
- Troschenko V. T. Resistencia a la fatiga de los metales y aleaciones / V.T. Troschenko, L. A. Sosnovskii. – Kiev: Editorial Naukova Dumka, 1987. –505 p.

Referencia Bibliográfica

1. Silenok S.G.; Grizak Yu. S.; Lisenko V.D.: Nefedov D.E. Equipamiento Mecánico para la producción de materiales para la construcción. Moscú: Editorial Mashinostrenie. 1969.—5 p.
2. Labahn – Kaminsky. Prontuario de Cemento. Editorial científico Técnica. La Habana, Cuba. 1970.—5 p.
3. Feodosiev, V. I. Resistencia de Materiales. Tercera Edición. Moscú: Editorial MIR. 1985. - - 48 p.
4. Hofer, K. E. Equations for Fracture Mechanic. Machine Design (USA), 40; (3): 1968.- - 49 p.
5. Rolfe S.T., Barson J.M. Fracture and fatigue control in structures. Aplicaciones of fracture Mechanics. New Jersey: Prentice Hall, Inc. 1977.-- 56 p.
6. Goytisoló R.A. Mecánica de la Fractura. Folleto para la Maestría de Mecánica Aplicada. 2000.—59 p.
7. Broek, D. Fracture Control for the Chemical Process Industries. St. Louis: The Materials Technology Institute of the Chemical Process Industries. Inc. 1983. - - 61 p.