



**Ministerio de la Educación Superior
Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa
“Dr. Antonio Núñez Jiménez”
Facultad de Metalurgia y Electromecánica
Departamento de Mecánica**

TRABAJO DE DIPLOMA

**EN OPCIÓN AL TÍTULO DE INGENIERO
MECÁNICO**

**Título: Tecnología de fabricación del brazo de
arrastre de los Hornos de Reducción de acero
HK 40**

Autor: Oscar Luis Durán Vilche

**Tutores: Dr.C Félix Ariel Morales Rodríguez
Dr.C Tomás H. Fernández Columbié**

Año 54 de la Revolución

Moa 2012

Declaración de Autoridad

Yo, Oscar Luis Durán Vilche autor de este trabajo de diploma, certifico su propiedad intelectual a favor del Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa "Dr. Antonio Núñez Jiménez", y a la Empresa Mecánica del Níquel "Gustavo Machín Hoed de Beche", los cuales podrán hacer uso del mismo cuando estimen conveniente.

Oscar L. Durán Vilche

Autor

Dr.C Félix A. Morales Rodríguez

Tutor

Dr.C. Tomás H. Fernández Columbié

Tutor

Dedicatoria

Le dedico a mis padres: Alfredo Durán Castañeda y Galina Vilches Jiménez, que gracias a ellos estoy aquí por todo su apoyo y confianza, sé que soy todo para ellos, como ellos lo son todo para mí.

A mi familia, la cual le doy gracias por permanecer siempre unida, en especial a mis abuelos que son para mí como padres por haberme criado y educado y si hoy estoy aquí es gracias a ellos también. A mi hermana que siempre voy a estar muy orgulloso de ella, a mis tías Herma Durán y Milagros Vilches, Lourdes Belicer, a mi tío Roberto Durán y a su esposa María Emma que para mí significan mucho y son súper especial, al igual que todos mis primos y en especial a Orlando Durán que ha sido un padre para mí y a mis hermanos Yuri, Yoni y Jesús que siempre han estado ahí cuando más los he necesitado aconsejándome con sus opiniones siempre válidas para mí.

Agradecimientos

Le agradezco infinitamente a mis tutores: Dr. Tomás Fernández Columbié y Dr. Félix Morales, a los profesores de la carrera que durante 5 años supieron formarme como profesional, al Ms.C Rodney Correa que gracias a él se pudo realizar este trabajo,

A mis mejores amigos que me han demostrado su amistad incondicional, a Gilberto por ser un amigo, un primo, un hermano para mí, en estos cinco años, gracias brother de todo corazón, a mis compañeros de grupo que siempre tendré presente.

A personas que me ofrecieron su ayuda en estos 5 años en Moa y que fueron como familia para mí y principalmente a mi gente de Levisa, Pulí, mi suegra, y en especial a Yanet.

Si quieren saber cuánto los estimo, es sencillo, solo cuenten las estrellas.

Pensamiento

“En la ciencia no hay un amplio camino real y solo puede alcanzar sus alturas radiantes aquel que, sin temor al cansancio, trepa por sus pedregosos senderos”.

Carlos Marx.

RESUMEN

Este trabajo tiene como objetivo desarrollar una metodología de cálculo para el proceso de fundición del brazo de arrastre de los hornos de reducción de la empresa Cmte. Ernesto Che Guevara. En este se recogen aspectos relacionados con los mecanismos de desgaste, así como algunas características fundamentales de los aceros austeníticos y datos relacionados con la composición química del material.HK-40 Se establece una secuencia de pasos tecnológicos para la selección del proceso y la simulación empleando el Método de Elementos Finitos. Se realiza además una valoración económica de los resultados obtenidos y la incidencia de los mismos en el medio ambiente.

ABSTRACT

This work aims to develop a methodology for calculating the melting process of the drive arm of the furnaces to reduce the company Cmte. Ernesto Che Guevara. This is reflected aspects of the wear mechanisms as well as some key characteristics of austenitic steels and data related to the chemical composition of material.HK-40 shall be a sequence of technological steps of the process for selecting and using simulation Finite Element Method. It also carries out an economic assessment of the results and impact thereof on the environment.

Índice

Contenido	Pág.
INTRODUCCION	I
CAPÍTULO 1. MARCO TEÓRICO DE LA INVESTIGACIÓN	1
Introducción	1
1.2. Caracterización de la plante de Hornos de Reducción	1
1.3 Características de los aceros inoxidables	3
1.4. Fragilización en los aceros inoxidables	4
1.5 Resistencia a la corrosión de los aceros inoxidables	9
1.6 Hierros fundidos aleados	10
1.7 Métodos de elementos finitos (M.E.F)	16
1.8 Ventajas del Método de los Elementos Finitos	17
1.9 Conclusiones del capítulo	17
CAPÍTULO 2. MATERIALES Y METODOS	18
2.1. Introducción	18
2.2. Etapas de la metodología de cálculo del proceso de fundición	18
2.3. Metodología de cálculo para la fabricación de la pieza por fundición	19
2.3.1 Determinar la posición de la pieza en el molde	19
2.3.2 Determinar el plano de división del molde y de la plantilla	19
2.4 Análisis mediante el MEF	29
2.5 Solución del MEF	30
2.6 Simulación por el MEF	31
2.7 Algoritmo para la simulación ANSYS (V.12.1)	31
2.8 Conclusiones del capítulo	31
Capítulo 3 ANÁLISIS DE LOS RESULTADOS	32
3.1 Metodología de cálculo propuesta	32
3.2 Resultados de la aplicación del MEF al método obtenido	40

3.3 Valoración económica	42
3.3.1 Costo de producción por fundición	42
3.4 Impacto medio ambiental	43
3.5 Conclusiones del capítulo	43
Conclusiones Generales	44
Recomendaciones	45
BIBLIOGRAFÍA	46

INTRODUCCIÓN

La Industria Cubana del Níquel desempeña un papel importante dentro de la economía nacional, es por ello que el incremento de la eficiencia de cada uno de los procesos que ocurren en las diferentes plantas e instalaciones que la componen incide considerablemente en la reducción del consumo de portadores energéticos.

Es imprescindible para nuestro país el desarrollo de tecnologías que permitan más ahorro de recursos, menos gasto de energía y menos contaminación, y que se logre un incremento de la eficiencia y el uso racional de los recursos, evitando la importación de productos altamente costosos

Los aceros aleados según Guliaev (1983) son aquellas que contienen níquel, cromo, molibdeno, cobre en porcentajes suficientes para mejorar las propiedades mecánicas de las fundiciones ordinarias o para comunicarles alguna otra propiedad especial, como alta resistencia al desgaste, alta resistencia a la corrosión y al calor.

Los elementos de aleación modifican la microestructura de las fundiciones y con ello su dureza y resistencia, estando en ocasiones estos cambios influenciados, además, por una variación de la templabilidad.

Los elementos de aleación modifican también otras aleaciones Fe - C, como es el caso de los hierros fundidos, la situación de los puntos críticos y además ejercen una acción muy importante y compleja de la grafitización. Otros elementos como el cromo, manganeso, y molibdeno son formadores de carburos, son elementos que tienden a formar fundición blanca en vez de gris y dificultan la grafitización.

La determinación cuantitativa del desgaste ha sido de interés para la mayoría de los tribólogos de diferentes épocas, ya que ello permite incorporar a los cálculos de diseño, el efecto de la fricción y el desgaste.

Dado que este proceso ya sea de un tipo u otro, constituye un fenómeno complejo, como ya se ha señalado; donde simultáneamente actúan de forma muy interrelacionadas varios factores, la práctica muestra que la forma natural del desgaste de las piezas depende en gran medida de la forma, características de los materiales, condiciones de explotación y estado de fricción de los pares cinemáticos.

Situación Problemática

Las constantes fracturas de los brazos de los hornos de reducción han propiciado la modificación de su diseño para lograr mayor resistencia, disminuyendo costos e importaciones, por lo que se hace necesario realizar el proceso de fundición para su fabricación.

Problema

No se cuenta con la tecnología de fundición para la modificación del diseño de los brazos de los hornos de reducción.

Hipótesis

Es posible si se establece la tecnología de fundición para el nuevo diseño del brazo de arrastre, con la variación del espesor de pared, la longitud del brazo de arrastre de los hornos de reducción con el acero HK 40 y, se podrá eliminar las roturas frecuentes en la pieza y alargar la vida útil.

Objeto de la investigación

Los brazos de los hornos de reducción fabricados en el combinado mecánico Gustavo Machín.

Campo de acción

Tecnología de fundición para el nuevo diseño del brazo.

Objetivo

Establecer a partir del nuevo diseño de los brazos de barrido de los hornos de reducción fabricados de HK 40 la tecnología de fundición y su simulación en el empleo del MEF.

Objetivos específicos

Analizar el proceso de fabricación por fundición de la pieza seleccionada.

Simular el proceso de fundición y el comportamiento de la pieza ante las tensiones a las que está sometida empleando el Método de Elementos Finitos para la comprensión de las condiciones de desgaste.

Tareas del trabajo

1. Búsqueda bibliográfica que nos permita establecer el estado del arte de la temática objeto de estudio.
2. Caracterización del principio de funcionamiento de los brazos de los hornos de reducción.
3. Establecer a partir del nuevo diseño de los brazos la metodología de fundición, así como la simulación por el MEF, para determinar las tensiones que surgen durante el proceso.
4. Análisis de la valoración técnico-económica de estos procesos de fabricación.
5. Valoración acerca del impacto ambiental de dicha fabricación en el medio en que se realizará.

Capítulo I

CAPÍTULO 1. MARCO TEÓRICO DE LA INVESTIGACIÓN

1.1. Introducción

La producción por fundición es la base fundamental en la elaboración de producto en la construcción de maquinarias. A pesar del desarrollo que se observa en la producción por fundición de los llamados métodos especiales de producción de piezas fundidas, tales como: fundición en coquilla, a presión, en cáscara, etc, aún la forma más empleada para obtener una pieza fundida es por el método de moldes de arena-arcilla y esta parece ser la tendencia predominante en el futuro inmediato.

Al menos, aún en nuestros días, el método de producción de piezas fundidas en molde de arena mantiene sobre los demás, ventajas tan importantes como: ser la forma más rápida y económica de obtener la cavidad del molde (en especial, con el empleo de máquina de moldear); obtener piezas de una calidad adecuada para la mayoría de los usos corrientes en la construcción de maquinarias; ser el único método conocido hasta el momento para producir piezas grandes., por lo tanto, el papel que deben desempeñar los materiales para la construcción de moldes y machos de arena, en la producción por fundición, es aún considerable. Estos materiales se conocen con el nombre genérico de materiales de moldeo. Dentro de los materiales de moldeo tienen una particular importancia las arenas de moldeo y los materiales del tipo arcilloso y resinas sintéticas.

Seguido de esto se plantea como **objetivo del capítulo:**

✓ Conocer el estado del arte de la temática analizada, haciendo una revisión bibliográfica que permita la orientación de los objetivos del trabajo.

1.2. Caracterización de la planta de Hornos de Reducción

Según Velázquez (2002), citado por Leyva (2010) la Planta de Hornos de Reducción está compuesta por un total de 24 hornos de hogares o soleras múltiples agrupados en 3 tres lozas de 8 hornos cada una.

La homogeneización y arrastre de la carga dentro del horno se garantiza con un sistema de 68 brazos (4 en cada hogar) acoplados a un árbol central hueco.

Los brazos tienen dispuestos dientes o paletas inclinadas que propician la descarga del mineral por la periferia, en los pares, o por el centro del horno, en los hogares impares, en forma de zigzag.

La frecuencia de rotación del árbol central es de 1,4 a 1,5 rev/min proporcionada por una transmisión cónica accionada por un electromotor de 20 kW. La energía térmica y los agentes necesarios para la reducción del mineral se obtienen de la combustión de petróleo en las cámaras y del petróleo aditivo que se añade al mineral en la planta de secado. Las cámaras de combustión se disponen en los hogares 6, 8, 10, 12 y 14, a razón de dos cámaras en cada hogar ubicadas simétricamente.

En cada uno de los hogares ocurre una cinética de reacciones químicas que permiten la selección extractiva del níquel y el cobalto y la reducción del hierro. El tiempo de retención de mineral desde que se alimenta hasta que se descarga por la parte inferior del horno es de 90 minutos para una temperatura máxima de trabajo de 645 a 890 °C.

El proceso de reducción es bastante complejo. El mismo es heterogéneo y ocurre fundamentalmente entre la línea divisoria entre las fases sólida y gaseosa. La velocidad de reacción va a estar determinada principalmente por la difusión del gas al interior de las partículas por la concentración de reductores y la velocidad con que se han desalojado los productos de la reacción.

Los dientes del mecanismo de barrido de los hornos de reducción juegan un papel decisivo en la reducción del mineral. Al mantener en movimiento la mena laterítica, homogenizan y mejoran la influencia de la atmósfera reductora sobre esta con el objetivo de que el proceso ocurra con mayor eficiencia.

Los dientes están formados por una paleta inclinada un ángulo de 30° que empuja el mineral ya sea hacia el centro del hogar o hacia la periferia, sujeta a la base que se une a los brazos, mediante una cola de milano. Las paletas o dientes tienen diferentes longitudes en dependencia de la posición en el brazo y del hogar del horno en que trabajan.

Los dientes de los brazos son de diferentes claves que se ubican en los brazos y en los hogares según una posición establecida. La cantidad de estos por brazos varía entre nueve y catorce según diseño, así como su forma que también varía en dependencia del lugar a colocarse.

Según diseño original la fabricación de los dientes con el acero fundido 40X24H20C designado por la norma GOST es equivalente al acero fundido HK 40 de la Alloy Casting Institute (ACI).

Estudios realizados por Velázquez (2002) demuestran que la utilización de brazos fundidos de acero HH es factible para los hogares del 1 al 4 mientras que para los brazos de los hogares del 5 al 16 se debe utilizar la aleación HK 40.

1.3 Características de los aceros inoxidable

Los aceros inoxidable son aleaciones complejas en las que entran en juego múltiples elementos. El porcentaje de estas partículas y su variación cambian la porción de las fases presentes, lo cual da lugar a cinco diferentes familia; cuatro de éstas corresponden a las particulares estructuras cristalinas formadas en la aleación: austenita, ferrita, martensita, y dúplex (austenita más ferrita); mientras que la quinta familia son las aleaciones endurecidas por precipitación, que están basadas más en el tipo de tratamiento térmico usado que en la estructura cristalina.

Los aceros inoxidable austeníticos constituyen la familia con el mayor número de aleaciones disponibles, integra las series AISI 200 y 300. Su popularidad se debe a su excelente formabilidad y superior resistencia a la corrosión, no son templeables, presentan buena ductilidad y son fácilmente soldables (Beddoes y Pardo, 1999).

Los aceros austeníticos se dividen en dos categorías:

- ✓ Serie AISI 200. Aleaciones cromo-manganeso-nitrógeno.
- ✓ Serie AISI 300. Aleaciones cromo-níquel.
- ✓ Serie AISI 200

Son aleaciones Cr-Mn-Ni y representan la más reciente adición a la familia austenítica. Contienen menor cantidad de níquel hasta 7 % y mantienen la estructura austenítica con altos niveles de nitrógeno. El manganeso de 5 a 20 % es necesario en estas aleaciones bajas en níquel para aumentar la solubilidad del nitrógeno en la configuración austenítica, además de prevenir la transformación a martensita. La adición de nitrógeno también incrementa la resistencia mecánica.

Serie AISI 300

Es la más extensa y son aleaciones Cr-Ni. El níquel es un elemento estabilizador o formador sustitucional de austenita, y se emplea con este propósito en un porcentaje de 4 a 37 %. La serie AISI 300 mantiene alto contenido de níquel y hasta 2 % de manganeso.

También pueden contener molibdeno, cobre, silicio, aluminio, titanio y niobio, elementos que son utilizados para conferir ciertas características, como podría ser el prevenir en las estructuras soldadas la corrosión en la región cercana a la soldadura.

En ciertos tipos se usa azufre o selenio para mejorar su habilidad de ser maquinados. Los aceros inoxidable fundidos usualmente se dividen en dos grupos principales: los termo-resistentes pertenecientes a la serie H y los resistentes a la corrosión, pertenecientes a la serie C. Investigaciones realizadas por la Alloy Casting Institute (ACI) determinaron la importancia del aumento del contenido de carbono para aceros de la serie 300 para el aumento de la rigidez y elevar la resistencia mecánica de elementos muy cargados a altas temperaturas, surgiendo así la serie H (Peckner, 1994).

La elevada producción a nivel mundial de aceros austeníticos inoxidable se justifica en las innumerables aplicaciones de estos materiales por su resistencia a la corrosión a grandes temperaturas.

1.4. Fragilización en los aceros inoxidable

Existen muchos factores que pueden contribuir de manera aislada o conjunta en la disminución de la resistencia de los elementos provocando la aparición de roturas; sin embargo, existe uno que predomina y generalmente constituye un factor común en las fallas ocurridas a elevadas temperaturas: las inestabilidades metalúrgicas.

Se denominan inestabilidades metalúrgicas a los cambios que ocurren en la estructura metalográfica originados por permanencias a altas temperaturas. Estas inestabilidades provocan focos que incluyen transiciones de fracturas transgranulares a intergranulares, recristalización, envejecimiento, precipitación o descomposición de fases, retardo de las transformaciones en el equilibrio de fases, oxidación, corrosión intergranular, agrietamiento por corrosión bajo tensión y contaminación por trazas de elementos, entre otras (Saxena, 1998; Beddoes y Gordon, 1999).

Cuando un material es muy propenso a estos cambios a elevadas temperaturas, se modifican y disminuyen las propiedades que lo caracterizan por el surgimiento o aparición de estructuras anómalas.

La existencia de estas estructuras anómalas frecuentemente son las causantes de roturas imprevistas. Ellas pueden actuar de manera independiente o interactuar bajo

la influencia de otros factores (temperatura, sobrecargas) provocando cambios en las características de las fracturas.

La fragilización en caliente de aceros austeníticos es un fenómeno muy investigado desde la década de los 50. Roturas catastróficas producidas en tuberías, depósitos, recipientes a presión, equipos para el trasiego de fluidos y otros muy comunes en plantas químicas, energéticas y metalúrgicas, han dado lugar a que se destinen cuantiosos medios y recursos al estudio de la relación entre el carácter de la rotura de elementos fabricados de aceros austeníticos inoxidables y su microestructura (Lai 1992).

Muchas han sido las causas aparejadas a roturas de componentes de hornos industriales en condiciones de servicio, sin embargo, la más común encontrada en la literatura es la fragilización en caliente por procesos de solidificación, envejecimiento, fluencia, fatiga o corrosión bajo tensión.

Naumann (1998), realiza un análisis de la problemática planteando que la falla de componentes de hornos como bandejas, soportes y mecanismos agitadores está asociada a la fragilización por precipitación de fases producto del envejecimiento, pero sin llegar a realizar un estudio detallado del fenómeno.

Estudios de fallas de aceros austeníticos por precipitación de fases sigma bajo condiciones de operación en plantas petroquímicas, del cemento y hornos para tratamiento de metales fueron realizados por Mazorra et al, 1989 b; Powell et al, 1995; Million et al, 1997 y Zhang, 1999; pero solo se refieren componentes fabricados con aceros de las series 200 y 300 del American Iron and Steel Institute (AISI).

Otros autores como Johansson et al; 1990; Blair, 1992 y Botella et al, 1999; han estudiado la ocurrencia de procesos de precipitación de fases por envejecimiento en productos laminados de aleaciones del sistema Fe-Cr-Ni-Mo e Fe-Cr-Ni-C a escala de laboratorio, sin asociarlos a fenómenos de rotura durante condiciones de servicio. Hall et al, 1986; Hamano, 1988; Li, 1989; Shah et al, 1990; Brown, 1994 y Mannan et al, 1996, han estudiado las características de fracturas en aceros austeníticos de la serie 300.

Sin embargo, a pesar de que estos autores caracterizan y asocian las fracturas a fenómenos de envejecimiento durante ensayos de creep (fluencia) y a la presencia

de fases sigma, sus resultados sólo se asocian a fallas ocurridas en uniones soldadas.

La fase sigma se detectó por primera vez en 1907 al observarse escalones térmicos en curvas de enfriamiento de aleaciones Fe-Cr. Desde un principio se supuso que la formación de estos escalones térmicos estaba originada por la precipitación de un compuesto intermetálico del tipo Fe_nCr_m , lo que posteriormente se corroboró por Maurer y Strauss en 1927, quienes la identificaron empleando técnicas de difracción por Rayos X (Powell et al, 1995).

La precipitación de fases endurecedoras y sus efectos sobre las propiedades fueron estudiadas por Hiller y Qiu, 1991. Estos autores establecieron las propiedades termodinámicas de los sistemas Fe-Cr-C, Fe-Cr-Ni-C y Fe-Cr-Mn-N y propusieron modelos termodinámicos para energías de Gibbs de las fases individuales, prestando especial atención a la solubilidad y precipitación de carburos y fases sigma en la austenita bajo distintas condiciones.

Como aplicación práctica de estos trabajos, posteriormente Qiu, 1993a y b, obtuvo secciones verticales de diagramas de fases isotérmicos de los sistemas Fe-Cr-C, Fe-Cr-Ni-C y Fe-Cr-Mn-N. En estos trabajos, se evalúan los efectos de los elementos de aleación sobre la precipitación de fases de carburos y fases sigma y se proponen modelos estequiométricos basados en la estructura cristalina de las fases y el número de átomos en la red.

El efecto de la precipitación de fases sigma sobre el tiempo de rotura bajo tensión en aceros inoxidable austeníticos laminados se expone detalladamente en ASTM Handbook. Failure Analysis and Prevention, 1996. Aunque se especifican las curvas de fluencia para tiempos de rotura hasta 10 000 horas, sólo se analizan aceros del tipo 17Cr-8Ni-0.05C, 20Cr-8Ni-0.05C y 20Cr-8Ni-0.15C con diversos contenidos de nitrógeno.

Lai (1992); Botella et al. (1997-1999) y Bilmes (2000^a), obtuvieron relaciones estequiométricas de fases sigma empleando técnicas de microanálisis en aceros del tipo AISI 309, 310 y 316 sometidos a procesos de oxidación y envejecimiento en condiciones de atmósfera natural a escala de laboratorio durante tiempos de hasta 1000 horas.

Importantes contribuciones al conocimiento de algunas de las regularidades manifestadas en roturas de componentes fabricados con aceros fundidos de la serie

H realizan Ebert, 1976 y Roach y Van Echo, 1981. Como aportes importantes, Ebert se refiere a problemas de agrietamiento en tubos de hornos de pirólisis fabricados de HK 40 durante procesos de recuperación por soldadura a la intemperie y los efectos de las fases de carburos en la reducción de la ductilidad de la aleación a temperatura ambiente como consecuencia de la exposición de la aleación a elevadas temperaturas durante tiempos prolongados.

Por su parte, Roach y Van Echo reportan las propiedades de fluencia de uniones soldadas también en la aleación HK- 40.

Otro acercamiento al conocimiento de las características de los aceros de la serie H después de ensayos de fluencia lo proporciona Davis, 1997, al mostrar micrografías de aceros austeníticos fundidos del tipo HH y HK-40 después de ensayos de creep con tiempos de rotura de hasta 1000 horas.

En este caso, sólo se reporta la presencia de fases sigma en la aleación HH sin profundizar en otras cuestiones esenciales como la estequiometría, composición y el mecanismo de precipitación, entre otras.

Pardo (1993), también reporta casos de roturas en componentes fabricados con aceros HK 40, pero en fallas inducidas por corrosión de la aleación en presencia de la mezcla $82\% \text{K}_2\text{SO}_4$ - $18\% \text{V}_2\text{O}_5$ a temperaturas de $560 - 820^\circ \text{C}$. Aunque aquí se establece la cinética de la corrosión de la aleación, no se analizan siquiera los efectos de las temperaturas sobre la microestructura del metal.

Mientras que Avery, 1988, se refiere a la microestructura de aleaciones HH y HK 40 después de procesos de carburización, mencionando solamente el fenómeno de precipitación de carburos.

Domínguez, 1995 y Prevot, 1994, han atribuido el fenómeno de la rotura de brazos fabricados con la aleación HH a la presencia de entallas mecánicas (defectos de fundición) y sobrecargas durante las operaciones. Ambos analizaron teóricamente, en ausencia de cálculos verificativos de resistencia, los efectos de las sobrecargas producidas durante las operaciones debido a la formación y desprendimiento del clinker, el que ofrece gran resistencia al movimiento del mecanismo de agitación sin llegar a establecer relación alguna entre las roturas y la microestructura de la aleación.

Con la implementación del control automatizado de las operaciones de los hornos, se ha podido detectar prematuramente cuándo hay sobrecargas en el sistema e incidir sobre ellas, lo que permitió disminuir en un 28 % el promedio de brazos partidos en los años 1996-1999.

No obstante, continúan presentándose dificultades con la durabilidad de los brazos y, por consiguiente, en la estabilidad de las operaciones y la productividad de los hornos.

Con la incorporación de novedosas técnicas como la Microscopía Electrónica de Barrido y el Microanálisis (MEB-EDAX) al estudio de aleaciones del tipo HH, se ha podido detectar la presencia de fases sigma en muestras de brazos de hornos de reducción averiados durante las operaciones. Después de una minuciosa caracterización, Velázquez, (2001) plantea que las causas de roturas repentinas de estos elementos, se debe a la combinación de los factores tensión, temperatura y presencia de fases sigma.

En otras investigaciones (Velázquez y Mariño, 1996; Girón et al., 1997 y Velázquez y Mariño, 1997) los problemas de roturas de brazos se han asociado con la presencia de entallas mecánicas relacionadas con defectos de fundición. Entre estos últimos se pueden citar: poros, micro y macrogrietas de solidificación e inadecuada calidad de las superficies y entallas metalúrgicas como: composición química fuera de los parámetros establecidos y segregación de fases secundarias.

Como se puede observar, el factor común asociado a las roturas de componentes fabricados de aceros austeníticos ha sido la presencia de fases secundarias, especialmente las fases sigma.

Ante las elevadas frecuencias de roturas producidas en los brazos, se decidió por especialistas de los departamentos de Tecnología y Fundición de la EMNi la sustitución paulatina de la aleación HH por la aleación HK-40, introduciéndose algunas modificaciones en el diseño y la tecnología de fundición.

Estas modificaciones han mejorado las características metalográficas y el comportamiento mecánico de los brazos ante las elevadas temperaturas y condiciones de carga impuestas durante las operaciones en los hornos de reducción.

A pesar de que con el cambio de material se ha aumentado la durabilidad de los brazos, se cuestiona por algunos especialistas y existen criterios diversos sobre la factibilidad de la nueva aleación utilizada, por resultar más cara al poseer casi el doble de níquel en su contenido.

1.5. Resistencia a la corrosión de los aceros inoxidable

Todos los aceros inoxidable contienen el cromo suficiente para darles sus características de inoxidable. Muchas aleaciones de este tipo contienen además níquel para reforzar aún más su resistencia a la corrosión. Estas aleaciones son añadidas al acero en estado de fusión para hacerlo "inoxidable en toda su masa". Por este motivo, estos aceros no necesitan recibir tratamiento superficial para mejorar su resistencia a la corrosión.

Al analizar los resultados, se puede plantear que el material más resistente al medio corrosivo utilizado es el Hastelloy C-276, seguido del Inconel 625 y del AISI 316 como el de menor resistencia, este último es seriamente afectado por el ácido en las condiciones del ensayo, si se toma en cuenta la alta velocidad de corrosión (Hogmark,1978)

También los aceros inoxidable se oxidan, pero en vez de óxido común, lo que se forma en la superficie es una tenue película de óxido de cromo muy densa que constituye una coraza contra los ataques de la corrosión. Si se elimina esta película de óxido de cromo que recubre los aceros inoxidable, se vuelve a formar inmediatamente al combinarse el cromo con el oxígeno de la atmósfera ambiente.

El empleo de acero inoxidable estará bajo la dependencia de las características oxidantes del ambiente. Si imperan condiciones fuertemente oxidantes, los aceros inoxidable resultan superiores a los metales y aleaciones más nobles (Matos, 1987). Sin embargo, en la misma familia de los aceros inoxidable la resistencia a la corrosión varía considerablemente de un tipo al otro.

La utilización de los aceros al cromo (Bermúdez, 2003) para fines industriales se debe principalmente a las condiciones de resistencia a la oxidación. Un acero al cromo con el 12 % desarrollará una película de óxido superficial al cabo de varias semanas de exposición a una atmósfera industrial. La película, una vez formada, actúa como barrera contra la corrosión más pronunciada.

Con el 17 % de cromo, se necesitan varios meses hasta que se forma la película superficial de óxido, con más del 20 % de cromo, se vuelve pasivo en la atmósfera sin que se desarrolle una película de óxido visible.

Otro procedimiento para evitar que en condiciones semejantes se forme óxido, consiste en añadir más del 7 % de níquel a una aleación con el 17 % o más de cromo. En atmósferas que contengan aire salino o humos procedentes de fábricas de productos químicos, la adición de molibdeno aumenta la resistencia a la corrosión.

Los fabricantes de acero han adoptado el procedimiento de "recocido brillante" para mejorar la resistencia a la corrosión. Este procedimiento evita que el cromo emigre de la superficie.

También ha sido desarrollado, con el 17 % de cromo y el 1 % de molibdeno para obtener una mayor resistencia a las sales corrosivas empleadas para deshelar las rutas y, al mismo tiempo, para cumplir los requisitos de una fabricación más complicada para muchas piezas de carrocería.

1.6 Los hierros fundidos aleados

La industria de la producción de hierro fundido es una de las principales a nivel internacional. Anualmente son producidas piezas que son ensambladas y empleadas como componentes de equipos y maquinarias. La producción de hierro fundido es el triple al resto de las producciones de metales ferrosos y no ferrosos juntos, superado solo por la producción de acero laminado según datos obtenidos en (<http://www.turkdokum.com/turkishfoundryindustry.htm>) y en (Censo de Fundición del Mundo, 1990.)

El término de hierro fundido es aplicado a una familia de aleaciones ferrosas que contienen más del 2 % de carbono. Incluye al hierro gris, maleable, dúctil (conocido como nodular por algunos autores), blanco, con elevado nivel de aleación y con grafito compacto, según varios autores entre los que se encuentran (Walton, 1981, Guirshovich, 1966).

El hierro gris es el más empleado, con una producción anual superior al resto de los metales fundidos. La presencia de grafito laminar, señala (Pages, 2000) le proporciona características como la baja resistencia a la tracción, al impacto y a la

abrasión. Sin embargo presenta propiedades excelentes como la colabilidad, facilidad para el maquinado y la amortiguación de vibraciones.

Con el objetivo de mejorar la baja resistencia a la tracción del hierro gris, fue inventado el hierro maleable, el cual se obtiene por tratamiento térmico del hierro blanco y donde el grafito aparece en forma de nódulos, pero el costo de estas producciones es muy superior al del hierro gris.

En la búsqueda del aumento del módulo de elasticidad del hierro surgió hace relativamente pocos años el hierro esferoidal, al cual muchos autores le llaman hierro dúctil, por el incremento que sufre esta propiedad. Sin embargo estas aleaciones no son las más empleadas en el caso donde las piezas producidas son empleadas en condiciones donde predomina el desgaste abrasivo, donde el hierro blanco presenta un mejor comportamiento y aún superior los hierros de elevada aleación, pero estos últimos tienen el gran inconveniente de ser prácticamente no maquinables.

(Walton, 1981, Petty, 1968, ASTM A 352 y otros) clasifican a los hierros de elevada aleación como un grupo independiente de aleaciones de hierro fundido, donde las propiedades dependen directamente de la influencia de los elementos de aleación. En estas aleaciones de hierro fundido, el contenido de aleación está bien por encima del 4 % y consecuentemente no pueden ser producidos por aleación en cuchara, como el resto de las aleaciones conocidas. Ellos usualmente son producidos en fundiciones con equipamiento especializado para producir hierros de elevada aleación. Sin embargo esta afirmación es solo aplicable cuando la suma total de los elementos de aleación está muy por encima de 4 %.

(Petty, 1968, Sy, 1959, Krause, 1969 y muchos otros, entre los que se encuentra un artículo 10 de Key-to Steel, 2000) señalan que los elementos como el cobre y el níquel tiene un efecto grafitizante durante la transformación eutéctica, sin embargo durante la transformación eutectoide dificultan la difusión del carbono promoviendo la formación de carbono combinado; mientras otros elementos como el cromo y el molibdeno son formadores de carburos y aumentan su estabilidad. El manganeso favorece la formación de carbono combinado, además de tener una afinidad especial con el azufre, lo cual le proporciona una aplicación insustituible.

Otro efecto de estos elementos es conducir el proceso de solidificación según los mecanismos de transformación de la austenita en perlita, bainita o martensita y de ahí la formación de diferentes microestructuras.

Petty, 1968 y en un sitio de la Key-to-steel, 2000 señala que entre los hierros de elevada aleación se destacan:

- ✓ Los hierros aleados con níquel: los cuales deben ser templados para ser usados en aplicaciones donde predomine el desgaste abrasivo. Su matriz es austenítica. Un material típico de este grupo es el Ni-Resist resistente a la corrosión y al calor.
- ✓ Los hierros aleados con cromo: presentan elevada dureza y resistencia al desgaste abrasivo. Este tipo de hierro aleado es muy poco maquinable.
- ✓ Aleados con cromo y níquel: entre este tipo de hierros se destaca el Ni-Hard, el cual presenta una matriz martensítica con carburos del tipo $(Fe, Cr) 3C$, con durezas elevadas, pero con una maquinabilidad muy limitada.
- ✓ Aleados con molibdeno: el molibdeno es el endurecedor más efectivo del hierro fundido. Se emplean niveles de 1 % generalmente y provoca la formación de estructuras aciculares con una elevada dureza, lo cual limita considerablemente su maquinabilidad.

Estos hierros fundidos ya no resultan tan baratos como el hierro gris no aleado y también presentan menor colabilidad y maquinabilidad que éste.

En las especificaciones dadas por la ASTM A 352 los hierros fundidos aleados resistentes al desgaste abrasivo clasifican a los hierros de alta aleación en un grupo independiente y proponen entre ellos a: Hierros blancos al cromo-níquel, son conocidos también como Ni-Hard (tipos del 1 al 4) y contienen contenidos de cromo bajos, (de 3 a 5 % de níquel y de 1 a 4 % de cromo, con una modificación en la que el cromo se eleva de 7 a 11 % de cromo), Hierros al cromo-molibdeno, que contienen de 11 a 23 % de cromo y hasta 3 % de molibdeno y adicionalmente se adicionan níquel o cobre. Un tercer grupo de Hierros blancos aleados con elevado contenido de cromo (de 25 a 28 % de cromo) los cuales pueden ser aleados además con otros elementos como el molibdeno y/o níquel hasta 1,5 %.

Los hierros blancos aleados ofrecen una considerable versatilidad en sus propiedades, que lo hacen útil en aplicaciones donde es necesaria la resistencia a la

abrasión. La composición del hierro blanco aleado se selecciona para obtener una distribución determinada en los carburos y una matriz que brinden una vida de servicio elevada y una efectividad de costos.

Mientras las fundiciones de hierro blanco de baja aleación, con un contenido de elementos de aleación inferior a 4 %, desarrollan durezas entre 350 y 550 HB, los hierros de elevada aleación alcanzan durezas entre 450 y 800 HB. Los carburos en los hierros blancos aleados presentan durezas del orden de 900 a 1 200 HV y las matrices martensíticas con austenita residual llegan a durezas del orden de 600 a 700 HV.

El grupo más Viejo entre los hierros blancos de elevada aleación, con importancia industrial, es el aleado con cromo y níquel, o Ni-Hard, los cuales han sido producidos durante más de 50 años con un costo muy efectivo para la molienda y trituración de materiales abrasivos.

En estos hierros blancos martensíticos, el níquel es elemento primario de aleación debido a que en niveles entre 3 y 5 % es muy efectivo, para suprimir la transformación de la austenita en perlita, asegurando así que la estructura dura de la martensita (que usualmente contiene austenita retenida) se desarrolle durante el enfriamiento en los moldes. El cromo se incluye en estas aleaciones en niveles desde 1,4 a 4 % para asegurar que se formen carburos durante la solidificación y contrarrestar el efecto grafitizante del níquel.

La composición óptima de un hierro blanco aleado al cromo-níquel depende de las propiedades requeridas para las condiciones de servicio y las dimensiones y peso de las piezas. La resistencia a la abrasión es una función de la dureza y del volumen de carburos en la microestructura.

Cuando la resistencia a la abrasión es el principal requerimiento y la resistencia al impacto el requerimiento secundario, se recomienda el empleo de aleaciones de elevado contenido de carbono (ASTM A 532 Clase I Tipo A Ni-Hard 2) porque presentan menos carburos y además, mayor resistencia. Un grado especial es el Clase J Tipo C, el cual se ha desarrollado para la producción de bolas para la trituración. Aquí la composición de níquel-cromo ha sido adaptada para fundiciones templadas y procesos especiales de fundición de piezas en arena.

La aleación Ni-Hard 4, Clase I tipo D es una modificación de los hierros al cromo-níquel, la cual contiene niveles más elevados de cromo, que van desde 7 a 11 % y

niveles superiores de níquel, que van desde 5 a 7 %. El carbono es variado de acuerdo a las propiedades que se necesitan para el servicio previsto. Contenidos de carbono en el rango de 3,2 a 3,6 % se proponen cuando se desea un máximo en la resistencia a la abrasión. Cuando se espera una resistencia al impacto considerable el contenido de carbono se mantiene de 2,7 a 3,2 %

El contenido de níquel se incrementa con el tamaño de la sección o el tiempo de enfriamiento de las piezas, para inhibir la transformación perlítica. Para fundiciones de 38 a 50 mm de espesor, el contenido de níquel se mantiene entre 3,4 y 4,2 % para suprimir la transformación perlítica durante el enfriamiento en el molde. Las secciones más gruesas requieren niveles de níquel hasta 5,5 % para evitar la transformación perlítica. Es importante limitar el contenido de níquel necesario para el control de la formación de perlita, pues el exceso de níquel eleva la austenita retenida y baja la dureza.

El silicio se necesita por dos razones. Una pequeña cantidad para garantizar la fluidez del metal fundido y producir escoria fluida, pero de igual manera es importante su efecto sobre la dureza. Contenidos de silicio entre 1 y 1,5 %, elevan el contenido de martensita y la dureza resultante. La modificación con 0,2 % de FeSi al 75 % es reportado para aumentar la resistencia del material. Contenidos superiores de perlita pueden promover la formación de perlita y requerir el incremento de níquel.

El cromo es añadido para suprimir el efecto grafitizante del níquel y el silicio en los tipos A, B y C, en rangos que van de 1,4 a 3,5 %. El cromo se incrementa según aumenta la sección de las piezas. En el tipo D, el nivel de cromo alcanza valores entre 7 y 11 % (típicamente 9 %) con el propósito de producir carburos eutécticos de cromo del tipo M_7C_3 , los cuales son más duros y deterioran menos la resistencia.

El manganeso se mantiene típicamente entre 0,8 y hasta 1,3 % como máximo como en la ASTM A 532, mientras aumenta la templabilidad evita la formación de perlita, es un estabilizador de la austenita que el níquel y promueve cantidades de austenita retenida grandes y menos dureza como fundición. Por esta razón cantidades superiores de manganeso no son deseadas. Cuando se considere el contenido de níquel requerido para evitar la perlita en una fundición dada, el nivel de manganeso presente tiene que ser un factor a considerar.

El cobre incrementa la templabilidad y la austenita retenida, por lo que su cantidad debe ser controlada al igual que la del manganeso. El cobre debe ser tratado como un sustituto del níquel e incluido en los cálculos para la cantidad de níquel requerido para inhibir la formación de perlita, reduce la cantidad de níquel requerida.

El molibdeno es un potente agente para aumentar la templabilidad en estas aleaciones y es usado en secciones gruesas para aumentar la templabilidad e inhibir la formación de perlita.

Los hierros blancos con elevado cromo tienen una excelente resistencia a la abrasión y son usados efectivamente en bombas de lodos, moldes de ladrillos, molinos de carbón y equipos de sand blasting, también se usan en la transportación, molienda y trituración de minerales. En algunas aplicaciones de este tipo de hierro las piezas deben soportar cargas de impacto. Son reconocidos, además como los de mayor combinación de resistencia y resistencia a la abrasión entre los hierros blancos aleados.

En los hierros aleados con elevado contenido de cromo, como en los materiales resistentes a la abrasión coexisten la tenacidad de la matriz y la resistencia al desgaste. Variando la composición química y mediante tratamiento térmico, estas propiedades pueden ser ajustadas para alcanzar las necesidades de la mayoría de las aplicaciones donde se necesite resistencia a la abrasión.

El hierro al cromo-molibdeno (clase II) contiene entre 11 y 23 % de cromo y hasta 3,5 % de molibdeno y puede mostrar una matriz austenítica o austenítica-martensítica. O con tratamiento térmico obtener una matriz martensítica con una máxima resistencia a la abrasión y tenacidad. Son considerados los hierros blancos aleados más duros.

Comparados con los hierros aleados al cromo-níquel, los carburos eutécticos son más duros y pueden ser tratados térmicamente para obtener fundiciones de mayor dureza. El molibdeno, como el níquel y el cobre, cuando son necesarios, son añadidos para prevenir la formación de perlita y asegurar una dureza máxima.

Los hierros de alto contenido de cromo (Clase III) representan el más viejo de los grados de hierro de alto contenido de cromo, las patentes más antiguas datan del 1917, según señala Petty, 1968, estos hierros son también conocidos como 25 % Cr y 28 % Cr y contienen hasta 1,5 % de Molibdeno.

El molibdeno se añade para prevenir la formación de perlita y obtener la máxima dureza, excepto en las secciones finas. Aleando con cobre hasta 1 % también es usual. Aunque la dureza obtenida no es tan elevada como en la clase II de los hierros blancos aleados con cromo y molibdeno. Estas aleaciones se seleccionan cuando se desea también resistencia a la corrosión.

1.7 Métodos de elementos finitos (M.E.F)

La simulación de procesos es una de las más grandes herramientas de la ingeniería industrial, la cual se utiliza para representar un proceso mediante otro que lo hace mucho más simple. A través del método de elementos finitos es posible generar sólidos de aspecto casi real, comprobar su comportamiento bajo diversas condiciones de trabajo, estudiar el movimiento conjunto de grupos de sólidos.

Esto permite un conocimiento mucho más profundo de un producto antes de que exista físicamente, siendo posible detectar muchos de los problemas que de otro modo se hubieran detectado en el servicio real. Este método (M.E.F.) puede ser entendido como una generalización de estructuras al análisis de sistemas continuos.

El principio del método consiste en la reducción del problema con infinitos grados de libertad, en un problema finito en el que intervenga un número finito de variables asociadas a ciertos puntos característicos (nodos), plantean (Matsii y Derevenets, 2005). Las incógnitas del problema dejan de ser funciones matemáticas cuando para pasar a ser los valores de dichas funciones en un número infinito de puntos. En realidad no se trata de nada nuevo. El cálculo de estructuras se efectúa también restringiendo el análisis de corrimientos de los nudos de unión.

En el M.E.F se supone que el comportamiento mecánico de cada parte o elemento, en los que se subdivide queda definido por un número finito de parámetros (grados de libertad) asociados a los puntos que en dicho momento se une al resto de los elementos de su entorno (nodos). Para definir el comportamiento en el interior de cada elemento se supone que dentro del mismo, todo queda perfectamente definido a partir de lo que sucede en los nodos a través de una adecuada fusión de interpolación.

Actualmente el método de los elementos finitos ha sido generalizado hasta constituir un potente método de cálculo numérico, capaz de resolver cualquier problema de la física a partir de un sistema de ecuaciones, abarcando los problemas de la mecánica de fluidos, de la transferencia de calor, del magnetismo (Friedel y Katz, 2004).

A pesar de su carácter aproximado, este método es una herramienta muy útil que permite realizar una gran cantidad de análisis en componentes y estructuras complejas, difícilmente por los métodos analíticos clásicos, en estas recomendaciones del empleo de los elementos finitos coinciden, (Hutton y Pullman, 2006.) y definen las siguientes ventajas que ofrece el método de elementos finitos.

1.8 Ventajas del Método de los Elementos Finitos

El método de los elementos finitos ha sido aplicado a numerosos problemas estructurales y no estructurales. Este método tiene un número significativo de ventajas que lo han hecho muy popular. Estas incluyen la capacidad de:

1. Modelar cuerpos con formas complejas con relativa facilidad.
2. Manipular condiciones de carga generales sin dificultad.
3. Modelar cuerpos compuestos de diferentes materiales debido a que las ecuaciones de elementos son evaluadas individualmente.
4. Manipular un ilimitado número y tipos de condiciones de fronteras.
5. Variar las dimensiones de los elementos y usar elementos pequeños donde sea necesario.

1.9 Conclusiones del capítulo

1. En las literaturas consultadas relacionada con el mecanismo de los Hornos de Reducción de los aceros HK- 40 se pudo determinar que son resistentes a las altas temperaturas, a la corrosión y al desgaste.
2. Según estudios realizados se pudo determinar que las principales causas que provocan las roturas en el mecanismo de barrido de los hornos de reducción de la Empresa Cmte. Ernesto Che Guevara, es el envejecimiento, la fluencia, fatiga o corrosión entre otras, siendo la principal precipitación de fases de sigma.

Capítulo II

CAPÍTULO 2. MATERIALES Y METODOS

2.1. Introducción

La utilización de metodologías de cálculo y simulación de formación de defectos en piezas fundidas constituyen importantes herramientas en la industria de la fundición para la obtención y verificación de parámetros importantes en el proceso de solidificación. En la actualidad se ha prestado atención a la simulación en computadoras de procesos de fundición en metales, estudiando aspectos tales como llenado de moldes, transferencia de calor y defectos de solidificación, siendo estos unos de los mayores desafíos que enfrenta la ingeniería.

Objetivo: Cálculo de los parámetros fundamentales de la tecnología de fundición del brazo de arrastre de los hornos de reducción.

Método utilizado al realizar la metodología de cálculo

Se utilizó como herramienta para solucionar el problema, la metodología de cálculo y el software.

EL análisis químico realizado en el laboratorio del taller de fundición en la empresa mecánica del níquel Cmte. Gustavo Machín Hoed de Beche se obtuvo los siguientes resultados, siendo la composición química real del acero HK 40.

C %	Si %	Mn %	P %	S %	Cr %	Mo %	Ni %	Al %	Co %
0,48	0,60	1,01	0,022	0,023	25,20	0,8	21,34	0,209	0,12

Cu %	Ti %	V %	W %	Pb %	Sn %	As %	B %	Fe %
0,10	0,0073	0,04	0,01	<0,002	0,006	0,008	<0,001	resto

2.2. Etapas de la metodología de cálculo del proceso de fundición

Análisis previo de la pieza para determinar si puede ser obtenida por fundición y selección del método a usar. Determinar la posición de la pieza en el molde. Determinar el plano de división del molde y de la plantilla y su posición en el molde. Diseño de la pieza fundida con las variaciones necesarias para facilitar el proceso tecnológico. Determinar y diseñar los machos necesarios. Cálculo y diseño del sistema de alimentación y mazarotas. Determinar las dimensiones de las cajas de moldeo. Seleccionar las mezclas y pinturas. Determinar los elementos básicos de los procesos de colada, enfriamiento y desmoldeo de la pieza.

2.3. Metodología de cálculo para la fabricación de la pieza por fundición

Para seleccionar el proceso tecnológico adecuado al fabricar una pieza por fundición se deben tener en cuenta diferentes aspectos como: cantidad de piezas a obtener, dimensiones y complejidad de la pieza, tipo de aleación, propiedades mecánicas y peso de la pieza.

2.3.1 Determinar la posición de la pieza en el molde

Para obtener las piezas fundidas de alta calidad en moldes de mezcla es necesario saber junto con otros factores la influencia de la gravedad. En la parte superior de la cavidad del molde se concentran los poros de gas, defectos a causa de la escoria, cavidades de contracción y porosidad.

2.3.2 Determinar el plano de división del molde y de la plantilla

Conjuntamente con el análisis de la colocación de la pieza en el molde se realiza el análisis de las superficies de división del molde y del modelo. La superficie de división se determina según la forma de la pieza, las exigencias técnicas y las posibilidades prácticas del taller.

2.3.3 Diseño de la pieza fundida

Para fabricar la pieza primero se debe determinar si la misma se puede obtener por fundición. Para ello primeramente se calcula el espesor determinante y comparado con el espesor mínimo de pared correspondiente se verifica si puede lograrse por el método de fundición elegido. (Goyos y Martínez, 1989).

2.3.4 Cálculo de los espesores mínimos

El espesor mínimo de las paredes debe asegurar la resistencia nominal que se exige y satisfacer las exigencias de la tecnología de fundición.

Para piezas vaciadas fundidas se recomienda determinar la dimensión N por la fórmula:

$$N = \frac{2 \cdot L + b + h}{3}; \text{ mm} \quad (2.1)$$

Dónde:

N: espesor determinante, mm

L: longitud, mm

b: ancho, mm

h: altura, mm

2.3.5 Análisis de las sobremedidas de maquinado

La sobremedida de maquinado es el exceso de material que se adiciona a las superficies de las piezas fundidas, para disminuirlas mediante el maquinado a sus medidas establecidas en el diseño. Estas se establecen a base de: dimensión básica (Z) que no es más que la distancia entre las superficies maquinadas, y la dimensión determinante (S) la longitud de la superficie a elaborar. El extremo de las sobremedidas se hace a escala con lápiz rojo en el diseño.

El grado de precisión de la sobremedida de maquinado se va a indicar con el número de Norma Cubana seguido de las letras A, B, y C (grados de precisión) y se señala el número que define el tipo de aleación (1 para el acero y 2 para otro tipo de aleación fundida) tomado de (Goyos, y Martínez, 1989).

2.3.6 Dimensiones de los orificios fundidos

Para el caso de las piezas de acero que tengan uno o varios agujeros, no es necesario obtenerlas por fundición cuando:

$$d \leq 0,4 \cdot h + 10 \quad (2.2)$$

Dónde:

d: diámetro del agujero, mm

h: altura del agujero, mm

2.3.7 Análisis de la contracción (E) %

Se conoce como contracción de la aleación, al cambio de volumen que experimenta esta, durante su solidificación y enfriamiento. Existen dos tipos de contracciones: las libres (la dimensión a lo largo de un borde de la pieza) y las frenadas (los diámetros de cavidades internas) las cuales estarán determinadas fundamentalmente por la geometría y complejidad de la pieza. (Goyos y Martínez, 1989).

2.3.8 Determinación de la inclinación de la plantilla

Si la pieza fundida no tiene las inclinaciones de construcción que le permitan un fácil moldeo y segura extracción de la plantilla de forma cómoda, será necesario adicionarlas. (Goyos y Martínez, 1989).

Esta inclinación: es la variación dimensional aplicada a las superficies de los modelos, moldes y piezas fundidas para cumplir exigencias de fundición o

construcción. La inclinación de fundición, está dada en las superficies de modelos y machos para facilitar su extracción después de moldeados.

2.3.9 Determinar la posición y dimensiones de los machos y sus portadas

Para la proyección de los machos deben tenerse en cuenta las siguientes recomendaciones.

1. El macho debe dar forma acabada a la superficie de la pieza fundida con la precisión determinada, su instalación en el molde debe ser fácil y asegurar la posibilidad del examen y control de las dimensiones del molde.
2. Tiene que asegurar la salida libre de los gases que se forman durante el llenado y la salida fácil de la mezcla de machos de la pieza durante su limpieza.
3. Debe poseer gran flexibilidad, resistencia mecánica y térmica.
4. Las portadas, son las paredes salientes de apoyo que presentan los machos, que no entran en contacto con el metal líquido. Las portadas determinan la estabilidad del macho en el molde, la exactitud de su posición y la seguridad de la salida de los gases que se desprenden del macho durante el llenado.

2.3.10 Cálculo y diseño de las mazarotas

Las mazarotas son el volumen extra de metal líquido que se adiciona para compensar los rechupes.

Para efectuar el cálculo se debe tener en cuenta una metodología

1. Determinación de la forma de solidificación
2. Cálculo de la magnitud del rechupe
3. Determinación del volumen y módulo de la mazarota
4. Comprobación del volumen de la mazarota
5. Determinación de la cantidad de mazarotas
6. Diseño de la mazarota

2.3.11 Cálculo del sistema de mazarotas

Los llamados rechupes no son más que las contracciones presentes en las aleaciones, por tal motivo se colocan mazarotas para su compensación.

Para el caso de la fundición de acero es posible evaluar el rechupe mediante la expresión (2.3)

$$RE = REC + 1,03\% Si + 0,0585\% Mn + 0,12\% Cr - 0,0354\% Ni - 0,53\% W + 1,7\% Al + 0,013(T - 1600)\%$$

Dónde:

RE: rechupe específico, %

REC: rechupe de la aleación según el contenido de carbono, %

T: temperatura de vertido, °C

La temperatura de vertido se determina por (Goyos y Martínez, 1989) para aceros inoxidable.

2.3.12 Volumen y módulo de la mazarota

Se le llama módulo a la relación existente entre el volumen contenido en una forma geométrica determinada y la superficie que la contiene.

Según el análisis, las mazarotas deben estar en correspondencia con las zonas de mayor masividad (mayor módulo).

La mazarota debe garantizar:

1. El módulo de la misma debe ser un 20 % mayor que el de la pieza para que alimente satisfactoriamente a esta.
2. La mazarota debe contener suficiente metal en estado líquido para alimentar la pieza teniendo en cuenta la utilización del metal en la mazarota y su propio rechupe.

Para determinar el módulo de la pieza se emplea la ecuación:

$$Mp = \frac{Vp}{Ap}, \text{ mm} \quad (2.4)$$

Dónde:

Vp: volumen de la pieza, mm³

Ap: área de la pieza, mm²

La pieza se divide en tres superficies

La primera sección tiene base cilíndrica y opta un cuerpo de forma de cono truncado. Analizando sus secciones interiores planteamos:

El $\triangle ABC \sim \triangle CDE$ por semejanza de triángulos.

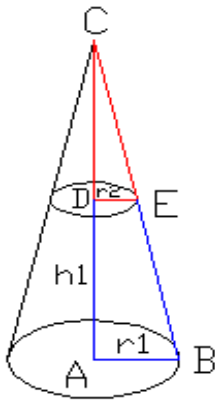


Figura 2.2: Esquema del cono truncado para el cálculo del volumen

1^{era} superficie

$$V_{ct} = \frac{\pi}{3} \cdot (r_1 + r_2) h_1 \tag{2.5}$$

h_1 : altura, mm

r_1 y r_2 : mm radios de la superficie

V_{ct} : mm³ volumen del cono truncado.

Dónde:

V_{ct} : Volumen del cono truncado.

r_1 : Radio de base mayor; (mm).

r_2 : Radio de la base menor; (mm).

h_1 : Altura del cono truncado; (mm).

La segunda sección tiene base rectangular y opta un cuerpo de forma de pirámide truncada. Analizando sus secciones interiores tenemos que:

Siendo $\triangle ABC \sim \triangle CDE$

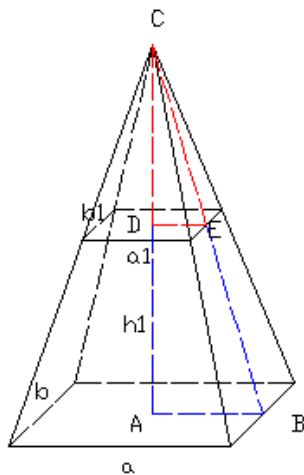


Figura 2.3: Esquema de pirámide truncada para el cálculo del volumen

2^{da} superficie

Cálculo del volumen de la pirámide truncada

$$V_{pt} = \frac{1}{3} \cdot h_1 \left[a_1 \cdot b_1 + \frac{a_1 b_1}{a_1 - a_2} \cdot (a_2 \cdot b_2 - a_1 \cdot b_1) \right]; mm^3 \quad (2.6)$$

Dónde:

V_{pt} : Volumen de la pirámide truncada, (mm^3).

h_1 : Altura de la pirámide truncada; (mm).

a_1 : Largo de la base menor; (mm).

b_1 : Ancho de la base menor; (mm).

a : Largo de la base mayor; (mm).

b : Ancho de la base mayor; (mm).

La tercera sección debido a su complejidad será seccionada para su mayor comprensión.

El volumen de la pieza sería la suma del volumen de ambas superficies.

$$V_p = (V_{s1} + V_{s2} + V_{s3}) \quad (2.7)$$

El volumen de la mazarota se determina por la expresión siguiente (Goyos y Martínez, 1989)

$$V_m = \frac{4\pi \cdot r^3}{3} \quad (2.8)$$

Dónde:

r : radio de la mazarota, mm

Para determinar el radio de la mazarota primeramente se calcula el diámetro, por la ecuación:

$$D_m = 1,4 \cdot b \quad (2.9.a)$$

Aumento del espesor

$$c = 0,4b \quad (2.9.b)$$

La altura de la mazarota se determina por la ecuación

$$Hm = 0,5 \cdot H + 2c \quad (2.9.c)$$

Una vez determinado el volumen de la pieza, por superficie y de la mazarota se establece la siguiente relación teniendo en cuenta el valor de U (porcentaje de utilización del metal en la mazarota), (Goyos y Martínez, 1989) para mazarotas cilíndricas es de un 14 %

$$Vm \geq Vp \cdot \frac{RE}{(U - RE)} \quad (2.10)$$

Dónde:

Vm: volumen de la mazarota, mm³

Vp: volumen de la pieza, mm³

RE: rechupe específico, %

U: porcentaje que se utiliza de metal en la mazarota

Una vez determinado el módulo de la pieza para un 20 % se establece la relación siguiente

$$Mm \geq 1,2MP$$

2.3.13 Cálculo del número de mazarotas

La determinación de las posiciones de las mazarotas, así como la cantidad de las mismas se puede realizar también por la experiencia práctica del diseñador al observar la propia geometría de la pieza y analizar los módulos de las diferentes partes de la misma, intensificándose este valor en torno a los nudos térmicos.

Para determinar el número de mazarotas se emplea la ecuación:

$$i = \frac{L - nD_{AII} - mD_{AIII}}{D_{Cm} + 2D_{AI}} \quad (2.11)$$

Dónde:

DCM: diámetro del cuello de la mazarota, mm

DA: distancia de alimentación, mm

n: número de extremos libres en la L analizada

m: número de enfriadores presentes en la L analizada

En el cálculo de DA que es la distancia de alimentación, se parte de la clasificación de la pieza ya sea en placas (el largo y el ancho son comparables y ambos mayores que seis veces el espesor) o barra (el largo es mayor que seis veces el ancho o el diámetro), se define el valor de esta dimensión en función del espesor de la pieza relacionándolo con dicha categoría, usando (Goyos y Martínez, 1989).

Para calcular el diámetro del cuello de la mazarota se clasifica la mazarota en: lateral izquierda, lateral derecha y superior, se escoge la forma de la mazarota ya sea redonda o rectangular y la correspondiente ecuación.

2.3.14 Cálculo del sistema de alimentación

El sistema de alimentación puede ser considerado como un sistema hidráulico simple, siempre que se considere el metal líquido como un fluido de viscosidad y densidad constante.

Se realiza en dos etapas: el cálculo del tiempo de colada y posteriormente el cálculo de las áreas de los conductos.

2.3.15 Determinación del cálculo del tiempo de vertido

Para el cálculo del tiempo de colada se usan expresiones empíricas en función del metal a colar, la masa de metal y el espesor reducido de la pieza.

2.3.16 Para el cálculo del tiempo de vertido se utiliza la ecuación

$$\tau = S_1 \cdot \sqrt{\delta \cdot G} ; s \quad (2.12)$$

$$\delta = T / (1 + \frac{W}{T} + \frac{L}{T}); mm \quad (2.13)$$

$$G = (V_p + V_m) \cdot \gamma ; kg \quad (2.14)$$

Dónde:

S1: coeficiente de corrección.

G: masa del metal, kg

δ: espesor predominante, mm

W: ancho de la pieza, mm

L: longitud de la pieza, mm

γ: peso específico, kg/dm³

2.3.17 Cálculo del área de control

Para el cálculo de la sección de control se utilizan diferentes métodos de cálculo en este caso se utilizará el método de Ossan.

En el caso particular de las piezas de acero la expresión queda afectada por un coeficiente de aleación K_a de la siguiente forma:

$$Ac = \frac{G}{\tau \cdot K_e \cdot K_a} ; cm \quad (2.15)$$

Dónde:

G: Masa del metal que circula, kg

K_a : Coeficiente

K_e : velocidad específica de vertido, $kg/s \cdot cm^2$

Para determinar el valor de K_e

$$K_e = a \left(\frac{G}{V_e} \right) + b \quad (2.15.a)$$

Los valores de a y b aparecen en (Goyos y Martínez, 1989) usando molde seco.

El valor de K_a varía: para aceros al carbono es igual 1, para aceros de baja aleación 0,9; y para aceros altamente aleados 0,8.

Para calcular V_e que es el volumen espacial se emplea la ecuación siguiente.

$$V_e = L \cdot a \cdot h \quad (2.15.b)$$

Dónde:

L: longitud, mm

a: ancho, mm

h: altura, mm

2.3.18 Dimensiones de los escoriadores y alimentadores

En el cálculo de las dimensiones de los escoriadores y alimentadores, se normalizan en (Goyos y Martínez, 1989), en dependencia del área de estos y teniendo en cuenta el espesor mínimo que se puede fundir en la pieza.

El sistema de alimentación se clasifica en: con presión, sin presión y con presión parcial, depende del tamaño de la pieza, se escoge la relación de colada en (Goyos y Martínez, 1989).

Para determinar las dimensiones del tragadero es decir la dimensión del sus diámetros inferior y superior se emplean las ecuaciones siguientes.

$$d_{\text{inf}} = \sqrt{\frac{4At}{\pi}} ; mm \quad (2.16)$$

$$d_{\text{sup}} = 1,15 \cdot d_{\text{inf}} ; mm \quad (2.17)$$

2.3.19 Determinación de las dimensiones de las cajas de moldeo

Se determina por las dimensiones de la pieza fundida, por la cantidad de piezas en la caja de moldeo, por su posición, las dimensiones de las mazarotas y sistema de alimentación y por las dimensiones de la portada de sus machos. Puede plantearse que las dimensiones de la caja de moldeo se determinan después de la elaboración de la tecnología de la pieza fundida.

Debe tenerse en cuenta que la capa de la mezcla entre la cavidad del molde y las paredes de la caja de moldeo tiene que asegurar la resistencia debida del molde para evitar su destrucción y deformación por la acción de presiones estáticas y dinámicas del metal vertido.

Las dimensiones de la caja de moldeo no deben ser excesivas porque aumenta la laboriosidad de la producción del molde y el consumo de la mezcla de moldeo.

Las distancias mínimas entre las diferentes partes de la cavidad del molde y las partes de la caja de moldeo (Goyos y Martínez, 1989).

Para calcular el largo de la caja se emplea la expresión:

$$L = a + L_{\text{pieza}} + K_1 + Esc + K_1 + L_{\text{pieza}} + a ; mm \quad (2.18)$$

Dónde:

L: largo de la pieza.

Las dimensiones K1, se determinan en el texto Tecnología de la Fundición (Goyos y Martínez, 1989).

Para calcular el ancho de la caja se utiliza la ecuación:

$$A = a + A_{\text{pieza}} + d + A_{\text{pieza}} + K ; mm \quad (2.19)$$

Para calcular la altura de cada caja se debe tener en cuenta que la división es por el centro, por tal motivo se divide entre dos la longitud de la pieza:

Para la caja superior

$$h_{\text{sup}} = \frac{L_{\text{pieza}}}{2} + b \quad (2.20)$$

Para la caja inferior

$$h_{\text{inf}} = \frac{L_{\text{pieza}}}{2} + B \quad (2.21)$$

Los valores de B y b se encuentran en el libro de texto Tecnología de la Fundición (Goyos y Martínez, 1989).

Para determinar la altura del tragadero se utiliza la altura de la caja superior y del escoriador.

$$h_{\text{trag}} = h_{\text{sup}} - h_{\text{esc}} \quad (2.22)$$

2.3.20 Proceso de vertido y desmoldeo

Para determinar el tiempo de desmoldeo se utiliza el nomograma de Novikov, se toma en cuenta la temperatura a la cual se extrae la pieza del molde, esta depende del tipo de aleación y configuración, como es una pieza de gran tamaño su enfriamiento es en el molde y a temperatura ambiente.

2.3.21 Enfriamiento y solidificación del metal en el molde

El enfriamiento y la solidificación del metal, comienzan desde que este se pone en contacto con el molde. Dicho proceso comienza en las paredes del molde por ser los puntos de menor temperatura dentro de la masa líquida. En esencia se reduce a que el calor contenido en la masa de metal se transfiere al molde a través de la superficie de contacto entre ambos. Después de vaciar el metal fundido en el molde, éste se enfría y solidifica, dicho proceso difiere, dependiendo de si el metal es un elemento puro o una aleación.

2.4 Análisis mediante el MEF

La gran evolución de los métodos informáticos tanto en su aspecto de hardware como software, ha permitido afrontar la resolución de complejos problemas físico-matemático, cuya relación analítica resultaría prácticamente imposible. De hecho, muchos de estos problemas hace ya años que están planteados matemáticamente, solo falta un medio adecuado para la obtención de resultados prácticos confiables.

En la actualidad, el Método de los Elementos Finitos (MEF) ha sido muy generalizado y constituye una potente herramienta de cálculo numérico capaz de

resolver cualquier problema formulable de la matemática, la física y la mecánica; permitiendo simular y realizar una gran cantidad de análisis en componentes y estructuras complejas, difícilmente calculables por los métodos analíticos tradicionales.

Con la simulación mediante MEF se intenta reproducir la realidad a partir de la resolución numérica de las ecuaciones matemáticas que describen el fenómeno estudiado con el uso de un ordenador. Por lo tanto, se puede asumir que la simulación es tan exacta como tantas sean las ecuaciones de partida y la capacidad de los ordenadores para resolverlas, lo cual fija límites a su utilización.

2.5 Solución del MEF

En lo referido al cálculo estructural, el método de elementos finitos puede ser entendido como una generalización de estructuras al análisis de sistemas continuos. El principio del método consiste en la reducción del problema con infinitos grados de libertad, en un problema finito en el que intervenga un número finito de variables asociadas a ciertos puntos característicos del objeto denominado “nodos”.

Las incógnitas dejan de ser funciones matemáticas del problema cuando pasan a ser los valores de dichas funciones en un número infinito de puntos. Así pues, en el MEF se supone que el comportamiento mecánico de cada parte o elemento en los que se subdivide el objeto, queda definido por un número finito de parámetros (grados de libertad) asociados a los puntos que en dicho momento se unen al resto de los elementos de su entorno (nodos).

Para establecer el comportamiento en el interior de cada elemento se supone que dentro del mismo, todo queda perfectamente definido a partir de lo que sucede en los nodos a través de una adecuada función de interpolación elaborada por Cosmos. En el caso específico del análisis tenso-deformacional de elementos sometidos a la acción de cargas estáticas, el método permite la determinación de los componentes de los nodos por el efecto de una sollicitación estática y, en una segunda fase, la determinación del estado deformacional en ciertos puntos característicos. Este tipo de análisis permite acotar la deformación del objeto de estudio y localizar zonas altamente sollicitadas o zonas de baja sollicitación.

Esta presentación aproximada de la realidad en forma de un modelo numérico permite la resolución del problema, donde los coeficientes se calculan

automáticamente por el ordenador a partir de la geometría y propiedades físicas de cada elemento.

Sin embargo queda en manos del usuario decir hasta qué punto la discretización utilizada en el modelo representa adecuadamente el modelo de la estructura.

2.6 Simulación por el Método de Elementos Finitos

Durante la fundición de los brazos de barrido, existe un proceso térmico influenciado por el cambio de temperatura, donde se tiene en cuenta los problemas de transferencia de calor con el medio en que se encuentra durante el proceso. Para la simulación se empleará el software ANSYS V.12.1. Para la utilización del mismo se elaboró un modelo geométrico equivalente al objeto investigado, el que se discretizó con elementos tetraédricos de nodos intermedios del tipo "SOLID93". Se establecieron, además, las condiciones de frontera siguientes: se consideró que el material es homogéneo e isotrópico.

2.7 Algoritmo para la simulación (ANSYS versión 12.1)

El algoritmo desarrollado por etapas para el análisis que desarrolla el paquete ANSYS fue:

Primera etapa: Modelado de tubos de pequeñas dimensiones sometidos a temperatura de fusión.

Segunda etapa: Modelado de tubos inoxidables empleados en la industria minero metalúrgica.

Tercera etapa: Generación del mallado y condensación.

Los métodos informáticos tanto el hardware como el software, ha permitido afrontar la solución de complejos problemas físico-matemáticos cuya solución analítica resultaría prácticamente imposible.

2.8 Conclusiones del capítulo

1. Se determinó la composición química del acero HK – 40 caracterizando cada uno de sus elementos.
2. Quedó establecida la metodología de cálculo para el proceso de fundición del brazo de barrido de los hornos de reducción.
3. Se establecieron los parámetros para la simulación por el MEF para el brazo de arrastre de los hornos de reducción de acero HK – 40 para determinar las tensiones en el proceso de fundición.

Capítulo III

CAPÍTULO 3 ANÁLISIS DE LOS RESULTADOS

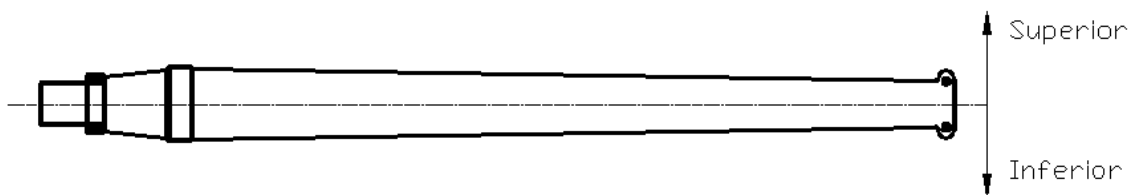
En este capítulo se exponen los resultados derivados del trabajo experimental, y a partir de los mismos, las expresiones matemáticas que describan las regularidades del comportamiento del proceso de fundición.

Se realiza una evaluación de la valoración económica, así como la influencia de estos procesos en el medio ambiente.

Objetivo del capítulo

✓ Realizar la valoración crítica de los resultados y a través de ella, explicar los fundamentos que dan solución al problema planteado.

3.1 Metodología de cálculo propuesta



3.1.1 Determinar la posición de la pieza en el molde

La pieza en el molde quedará ubicada de forma horizontal, el plano divisor se realizará a la mitad utilizando 2 cajas de moldeo para evitar la mayor cantidad de pérdida de material al extraerla del molde.

3.1.2 Cálculo de los espesores mínimos

Este espesor debe asegurar la resistencia nominal que se exige y satisfacer las exigencias de la tecnología de fundición.

$L = 2648 \text{ mm}$ (2,648 m); $b = 197 \text{ mm}$ (0,197 m); $h = 204 \text{ mm}$ (0,204 m).

Sustituyendo en 2.1

$$N = \frac{2 \cdot L + b + h}{4}$$

$$N = \frac{2 \cdot 2648 + 197 + 204}{3}$$

$$N = 1899 \text{ mm}$$

Nota: Con el valor obtenido de $N = 1,899 \text{ m}$ se determina el espesor mínimo de pared, el cual se encuentra en el rango de 6 – 7 mm, comparando resulta mayor el espesor de la pieza que tenemos realmente por tal motivo puede ser fabricada por fundición.

3.1.3 Sobremedidas de maquinado

Estas medidas de sobremaquinado están dadas según el manual de operaciones de la Empresa Mecánica del Níquel, la cual van a estar orientadas en la parte superior de la pieza es decir en la cabeza de la pieza con 5 mm

radial en la parte superior y 5 mm radial en el parte inferior de la pieza para darle un mejor acabado a la pieza fundida.

3.1.4 Contracción, E (%)

En este caso siendo una contracción libre para aceros al cromo-níquel de alta aleación, el valor es de 2 %.

3.1.5 Determinación de la inclinación de la plantilla

Según los datos dados en el manual de operaciones de la Empresa Mecánica del Níquel obtenemos que para superficies exteriores empleando modelos de madera y teniendo un valor de espesor $b = 25$ mm la inclinación de la plantilla es de 1,0 mm y $1^{\circ}40'$.

3.1.6 Cálculo y diseño de las mazarotas

El diseño de las mazarotas incluye la determinación de la forma de la misma para garantizar la alimentación de la pieza dada con su geometría particular. Las mazarotas se usan en moldes de fundición para alimentar metal líquido al proceso durante el enfriamiento y compensar así la contracción por solidificación.

3.1.7 Evaluación del rechupe

% C= 0,48; % Si = 0,60; % Mn= 1,01; % Cr = 25,20; % Ni= 21,34; % W= 0,01;

% Al= 0,0209

El rechupe de la aleación según el contenido de carbono es de 5,5 y la temperatura de vertido para aceros inoxidable, de $T= 1550^{\circ}\text{C}$

Sustituyendo en la ecuación 2.3

$$RE = 5,5 + (1,03 \cdot 0,60) + (0,0585 \cdot 1,01) + (0,12 \cdot 25,20) - (0,0354 \cdot 21,34) - (0,53 \cdot 0,01) + (1,7 \cdot 0,209) + 0,013(1550 - 1600)$$
$$RE = 7,809 \%$$

Según Goyos y Martínez en la tabla 4.3 página 124 encuentran las distintas formas de alimentación de acuerdo al tipo de pieza, se clasifica entonces de barra por la condición antes descrita, por tal motivo se escoge esta expresión para determinar D_A (distancia de alimentación).

$$D_A = 1,5T$$

El valor de T va dado en función del espesor en este caso de la barra.

Entonces:

$$D_A = 1,5 \cdot 200$$

$$D_A = 300 \text{ mm}$$

Se escoge de acuerdo a las condiciones que se tienen, mazarota superior de forma redonda donde la longitud debe ser menor que el radio.

$$Ln = \frac{D}{2}$$

$$Ln = \frac{200}{2}$$

$$Ln = 100 \text{ mm}$$

Al sustituir en cada ecuación correspondiente desde la (2.9.a) – (2.9.c), el diámetro de la mazarota es 200 mm, el aumento del espesor de 15,68 mm y la altura de 200 mm

El diámetro del cuello de la mazarota es entonces:

$$D_{cm} = Ln + (0,2 \cdot D)$$

$$D_{cm} = 100 + (0,2 \cdot 200)$$

$$D_{cm} = 140 \text{ mm}$$

Se sustituye entonces en la ecuación 2.11, para determinar el número de mazarotas.

En la pieza no existe efecto terminal ya que es circular, por tal motivo $n=m=0$

El número de mazarotas teniendo en cuenta estos criterios es:

$$i = \frac{2648}{140 + (2 \cdot 300)}$$

$$i = 3,58$$

Se considera entonces que el número de mazarotas aproximadamente es igual 4, pero por la geometría de la pieza, se considera que con tres mazarotas es suficiente para el llenado de esta a la hora de su fundición.

3.1.8 Volumen y módulo de la mazarota

Para utilizar el método de los módulos es decir la relación existente entre el volumen contenido en una forma geométrica determinada y la superficie que la contiene, se toman en cuenta dos condiciones: que el módulo de la mazarota debe ser un 20% mayor que el de la pieza para que alimente satisfactoriamente a esta y la mazarota debe contener el suficiente metal en estado líquido para alimentar la pieza.

En el cálculo del área de la superficie obtenemos que:

$$A_s = 197511,6 \text{ mm}^2$$

El volumen total de la pieza se obtiene sustituyendo en la ecuación 2.7

$$V_p = 40460671,57 \text{ mm}^3$$

3.1.9 Cálculo del módulo de la pieza teniendo en cuenta el volumen y área de la pieza.

Sustituyendo la ecuación 2,4

$$Mp = \frac{40460671,57}{197511,6}$$

$$Mp = 204mm$$

El módulo de la mazarota, debe alcanzar el 20 % de superioridad con respecto a la pieza para un radio de 14 mm

$$Mm = \frac{14}{3}$$

$$Mm = 4,67 mm$$

Entonces:

$$4,67 \geq 204$$

No se cumple la condición por tal motivo deben aumentarse las dimensiones de la mazarota hasta satisfacerla.

El volumen de la mazarota se determina sustituyendo en la ecuación 2.8

$$Vm = \frac{4 \cdot 3,14 \cdot (14)^3}{3}$$

$$Vm = 11488,21 mm^3$$

Una vez que se tiene el valor del volumen de la mazarota se compara en la expresión 2.10

$$Vm \geq 40460671,57 \cdot \frac{8,85}{(0,20 - 8,85)}$$

$$11488,21 \geq -41396177,84 mm^3$$

3.1.10 Cálculo del sistema de alimentación

El sistema de alimentación es el responsable de conducir el metal líquido a la cavidad del molde en el punto adecuado y a la velocidad conveniente.

Cálculo del tiempo de vertido para los aceros

Sustituyendo en 2.13

$$\delta = 200 / (1 + \frac{208}{200} + \frac{2648}{200}); mm$$

$$\delta = 13,09mm$$

Sustituyendo en 2.14

$$G = (40460671,57 + 11488,21) \cdot 8,85$$

$$G = 358,18kg$$

S= 1,5; G = 358,18 kg; $\delta=13,09$ mm

Sustituyendo en 2.12

$$t = 1,5 \cdot \sqrt[3]{13,09 \cdot 358,18}$$

$$t = 25,11 \text{ seg}$$

3.1.11 Cálculo de las áreas de conducto

Para determinar el área de conducto se utiliza el método de Ossan.

El volumen queda de la forma siguiente sustituyendo en 2.15.b

$$V_e = 26,48 \cdot 2,08 \cdot 0,25$$

$$V_e = 13,77 \text{ dm}^3$$

El valor de K_a es de 0,8 para aceros altamente aleados, se escoge acero en molde seco para determinar los valores de a y b para el cálculo de K_e se sustituye en 2.15.a.

$$K_e = 0,08 \cdot \left(\frac{358,18}{13,77} \right) + 0,91$$

$$K_e = 2,99 \text{ kg/cm}^2 \cdot \text{s}$$

Sustituyendo en 2.1

$$\sum A_c = \frac{358,18}{25,11 \cdot 2,99 \cdot 0,8}$$

$$\sum A_c = 5,96 \text{ cm}^2$$

Análisis de unidades

$$\frac{\text{kg} \cdot \text{cm}^2 \cdot \text{s}}{\text{kg} \cdot \text{s}} = \text{cm}^2$$

3.1.12 Determinación de la dimensión de los escoriadores y alimentadores

Como es una pieza grande, el sistema es sin presión por tanto se toma la relación del Goyos y Martínez la tabla 5,7 pág. 168 estos valores de relación.

Aleación	Tipo de pieza.	Aal	Aesc	At
HK - 40	Grande	1	1	1

En la caja de moldeo va ubicada una pieza por su tamaño, colocando 14 alimentadores, dos escoriadores y un tragadero para todo el sistema.

$$\sum F_{a\text{lim}} = \frac{\sum A_c}{14} = \frac{5,96}{14}$$

$$\sum F_{a\text{lim}} = 0,43 \text{ cm}^2$$

$$\sum F_{a\text{lim}} = 0,43 \cdot 1$$

$$F_{a\text{lim}} = 0,43 \text{ cm}^2$$

Las dimensiones y geometría de los alimentadores, según el manual de operaciones de la Empresa Mecánica del Níquel es la siguiente.

a= 80 mm b= 76 mm h= 15 mm

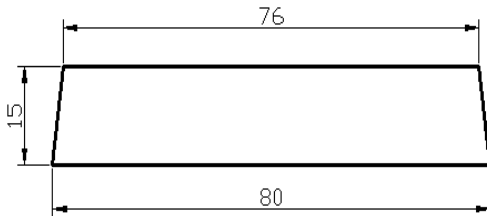


Figura 3.1 Dimensiones de los alimentadores.

Para el escoriador

$$\sum F_{esc} = \frac{\sum A_a}{2} = \frac{5,96}{2}$$

$$\sum F_{esc} = 2,99 \text{ cm}^2$$

$$\sum F_{esc} = 2,99 \cdot 1$$

$$F_{esc} = 2,98 \text{ cm}^2$$

Las dimensiones normalizadas del escoriador según el manual de operaciones de la Empresa Mecánica del Níquel son las siguientes.

a= 56 mm b= 40 mm h= 45 mm

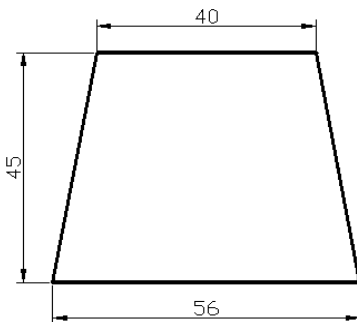


Figura 3.2 Dimensiones de los escoriadores.

Para el tragadero

$$\sum F_{trag} = 5,96 \cdot 1$$

$$F_{trag} = 5,96 \text{ cm}^2$$

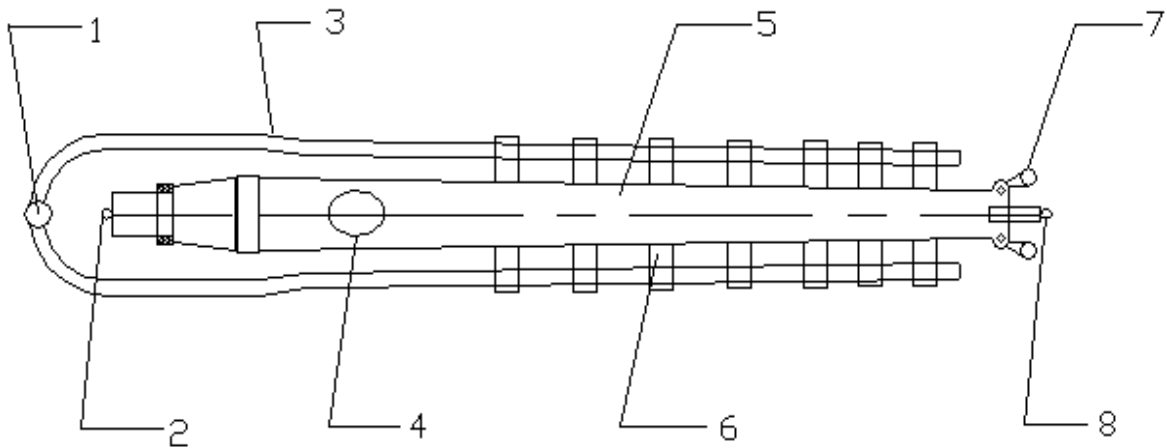


Figura 3.3 Estructura del sistema de alimentación del brazo de arrastre de los hornos de reducción.

1. Tragadero
2. Respiradero
3. Escoriadores (2)
4. Mazarota Exotérmica
5. Pieza fundida
6. Alimentadores (14)
7. Mazarotas (2)
8. Respiradero

Se determinan las dimensiones de los diámetros inferior y superior sustituyendo en las ecuaciones 2.16 y 2.17

$$d_{\text{inf}} = \sqrt{\frac{4 \cdot 5,96}{3,14}}$$

$$d_{\text{inf}} = 2,76 \text{ cm}$$

$$d_{\text{sup}} = 1 \cdot 2,76$$

$$d_{\text{sup}} = 2,76 \text{ cm}$$

3.1.13 Determinación de las dimensiones de las cajas de moldeo

En la caja de moldeo se colocan una pieza, por la configuración y tamaño que esta presenta, distribuyendo un alimentador.

De la tabla 2.8 pág.61 LT de fundición se obtiene que:

la distancia entre el escoriador y la pieza será 50 mm.

Sustituyendo en la ecuación 2.18

$$L = 2648 + 175 + 175$$

$$L = 2998 \text{ mm}$$

Para determinar el ancho de la caja se tomaron en cuenta los valores siguientes:

Sustituyendo en la ecuación 2.19

$$A = 208 + 175 + 175$$

$$A = 558 \text{ mm}$$

Para determinar las dimensiones de la altura de la caja superior e inferior se toman en cuenta las dimensiones B y b.

Sustituyendo en la ecuación 2.20 y 2.21

Para la caja superior

$$h_{\text{sup}} = 200 + 220$$

$$h_{\text{sup}} = 420 \text{ mm}$$

Para la caja inferior

$$h_{\text{inf}} = 200 + 110$$

$$h_{\text{inf}} = 330 \text{ mm}$$

Sustituyendo en la ecuación 2.22 para determinar el valor de la altura del tragadero.

$$h_{\text{trag}} = 420 - 45$$

$$h_{\text{trag}} = 375 \text{ mm}$$

Cajas de moldeo	Longitud (mm)	Ancho (mm)	Altura (mm)
Caja superior	3000	550	420
Caja inferior	3000	550	330

Dimensiones de la caja de moldeo.

Se eligió moldeo con arena sílice de cara, se le da fijo para dar una mayor compactación en la caja de moldeo.

Se escogió pintura base circonio, es de alta calidad y buena textura, recomendable para aceros inoxidables.

3.1.14 Parámetros de colada y desmoldeo

Según el manual de operaciones de la Empresa Mecánica del Níquel la temperatura de desmoldeo es de 300 a 340°C y el Índice de Masividad (IM) es igual a 1 ya que es una pieza vaciada. Por estas razones el tiempo de desmoldeo es de 40 minutos

3.1.15 Enfriamiento y solidificación del metal en el molde

Según el manual de operaciones de la Empresa Mecánica del Níquel

Para piezas de acero fundido, con masa de 250 hasta 500 kg aproximadamente, la duración de enfriamiento de la pieza fundida en el molde es de 6 – 8 horas.

3.1.16 Desmoldeo

Después de la solidificación y enfriado hasta el punto de poder ser manipulada sin peligro, se procede al desmoldeo, el cual se hará de forma manual debido a su complejidad.

3.2 Resultados de la aplicación del MEF al método obtenido

La simulación del brazo perteneciente al mecanismo de barrido de los hornos de reducción de La Planta Hornos de Reducción de la Empresa Comandante Ernesto Che Guevara se realizó en el programa ANSYS (V.12.1) por el cuál se obtuvo el comportamiento del flujo de calor durante el proceso de enfriamiento de la pieza.

Se introdujeron a su vez la densidad como propiedades físicas del material. y las temperatura de vertido y de enfriamiento.

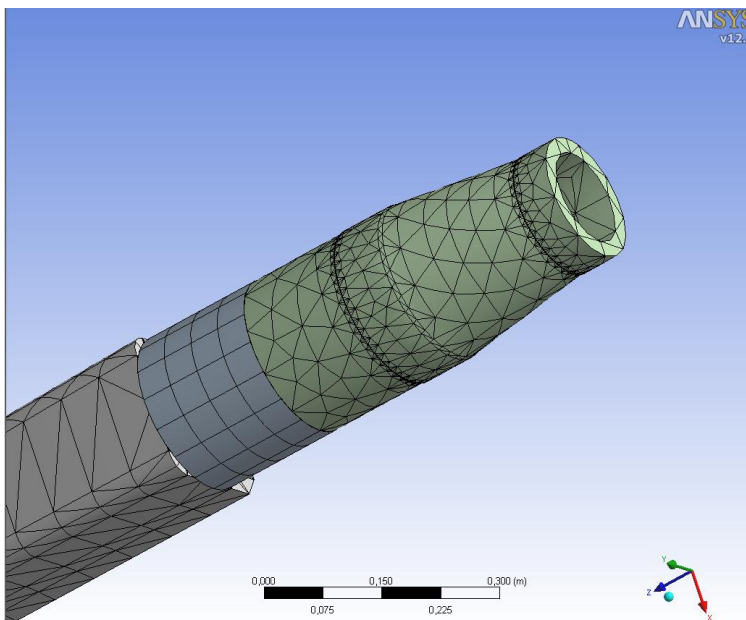


Figura 3.1 Enmallado de la pieza.

En la figura se muestra el mallado utilizado para la simulación con 19958 nodos y 10888 elementos.

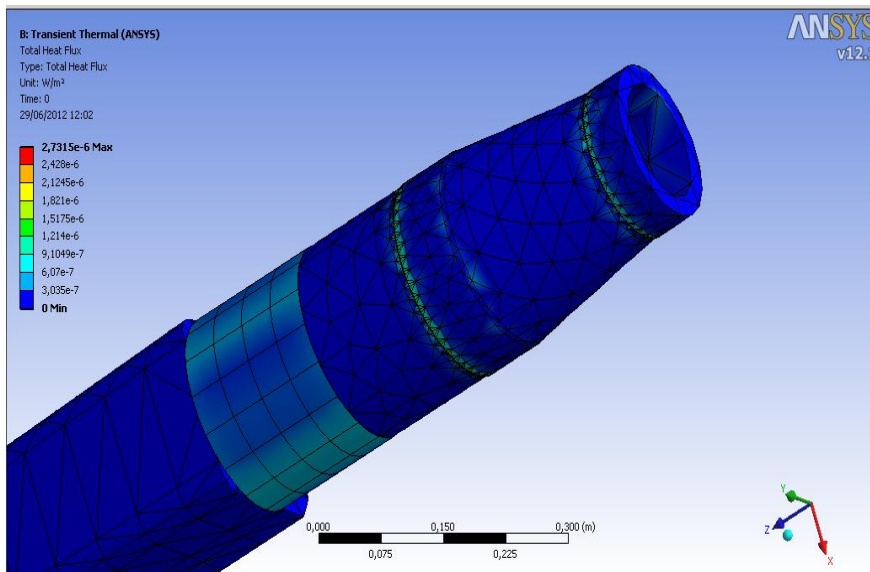


Figura 3.2 Esquema de transición térmica

La figura muestra el comportamiento del flujo de calor durante el proceso de enfriamiento, se evidencia que en los sectores que existen cambio de sección se producen las mayores concentraciones térmicas, equivalente al mayor flujo de calor.

Este flujo de calor se basa fundamentalmente en el mecanismo de convección existente entre las partículas que componen el fluido en los primeros minutos del proceso y luego conducción que surge durante la parte conclusiva de la solidificación, esta parte del proceso es la más extensa lo que garantiza la conformación de la pieza.

En este proceso de fundición, la pieza debido a la solidificación en el molde, esta se contrae producto al acercamiento en las redes cristalinas internas que lo componen, estas contracciones no son más que el cambio de volumen que experimenta esta durante su solidificación y enfriamiento, para estas el elemento más influyente en su volumen de contracción en los aceros es el carbono, el cual a medida que aumenta, hace mayor la contracciones. Para poder contrarrestar tal problema es utilizada las mazarotas que estas se utilizan durante la elaboración de la pieza, con el fin de alimentarlas para poder evitar las concentraciones que surgen durante la solidificación. Estas se ubican en las partes más densas de la pieza, es decir donde el espesor de pared sea mayor. Para una acción efectiva de la mazarota, es necesario garantizar el principio de solidificación dirigida, o sea, que la temperatura aumente en el sentido de la mazarota (el metal más caliente debe estar en la mazarota) y debe tenerse en cuenta que las mazarotas hay que eliminarlas después de fundir las piezas.

3.3 Valoración económica

3.3.1 Costo de producción por fundición

Terminada la pieza, es necesario, determinar el costo de producción. El mismo viene dado por el gasto de materiales fundamentales y auxiliares, energía eléctrica y salario de la fuerza de trabajo en la fabricación de esta, durante el proceso de fundición. El análisis económico de este trabajo se realiza sobre la base del metal líquido utilizado en el llenado del molde.

Materiales				
Producto	Precio Total (CUP)	Precio CUC	Importe Total (CUP)	Importe CUC
Granalla	1600,959	1600,959	10,406	10,406
Disco abrasivo P/Desba	1,93	1,93	9,68	9,68
Desmoldeante, Base de aluminio	178,228	178,228	0,71	0,71
Electrodo de carbón (9,5)	0,34	0,31	17,33	15,84
Lingote aluminio	3653,447	3653,447	11,25	11,25
Alambre de acero para Muelle (6,0)	1130,421	1130,421	6,78	6,78
Miel final	81,491	0	2,037	0
Silicato metalúrgico	403,450	329,340	16,13	13,17
Muela plana	118,095	118,095	23,61	23,61
Sínter de níquel	22427,931	18007,67	5279,08	4238,64
Carbón antracita	274,40	274,40	1,64	1,64
Palanquilla AC	549,81	378,17	211,46	145,45
Ferro cromo	7720,39	7442,16	3349,49	3228,78
Silicio metal	2026,07	2026,07	17,14	17,14
Alcohol clase A	0,57	0,36	8,63	5,53
Bentonita nitrificada	377,03	314,34	49,01	40,86
Ferromanganeso	7115,34	6835,28	65,67	63,08
Arena sílice	133,37	49,75	0,20	0,07

Fuerza de trabajo			
Operación	Tiempo	Tarifa	Importe
Preparación de carga	3,18	2,99	9,50
Preparación de carga	3,17	2,50	7,925
Preparación de carga	12,84	2,47	31,7148
Preparación de carga	9,54	2,36	22,5144
Reverbería	12,71	2,64	33,554
Elaboración de molde	6,36	3,26	20,7336
Elaboración de molde	28,61	2,71	77,5331
Elaboración de molde	28,61	2,64	75,5304
Elaboración de macho	15,89	2,50	39,725
Elaboración de macho	15,89	2,50	31,3937
Elaboración de macho	31,79	2,36	75,0244
Fusión	6,36	3,26	20,7336

Ensamble	34,96	2,71	94,7416
Vertido	15,89	2,64	41,9496
Vertido	6,36	2,47	15,7092
Rebabado	6,29	2,71	17,0459
Rebabado	9,54	2,47	23,5638
Corte sist. Alim	15,89	2,50	39,7250
Limp/Terminación	19.07	2,36	45,0052
Rebabado	9,54	2,47	23,5638
Corte sist. Alim	15,89	2,50	39,7250
Limp/Terminación	19.07	2,36	45,0052

El costo total de fundición es de 38 705,3 CUC equivalente a 61 678 CUP.

3.4 Impacto medio ambiental

El incremento de la vida útil de los brazos contribuye en determinada medida a un mejor aprovechamiento de las posibilidades productivas de estos equipos, es decir con el aumento de su durabilidad, se reportan otras ventajas como la reducción del costo de explotación y de mantenimiento del equipo. Con lo que podrían disminuir las importaciones y derivar recursos hacia otros renglones contribuyendo así al aprovechamiento eficiente de los recursos.

El proceso de fundición es altamente generador de residuos sólidos y gaseosos, en la fundición se generan gases nocivos que van a parar en la atmósfera afectando así el medio circundante y la vida de la flora y la fauna de las zonas aledañas. Además la arena de moldeo que se derrama, la cual posee varios componentes como aglutinantes, melaza que de cierta manera inciden en los suelos.

3.5 Conclusiones del capítulo

1. Los parámetros de la tecnología de fundición del brazo del mecanismo de arrastre arrojaron de que es posible su fabricación por el método de fundición para las nuevas dimensiones de los espesores de pared.
2. La simulación en el ANSYS (V.12.1) mostró las zonas de mayores tensiones térmicas, situadas en las zonas de cambio de sección, estos valores están alrededor de $1,821E-6$ W/m²., esto debido al cambio de temperatura en la pieza durante el enfriamiento en el molde.
3. Se determinó que el costo de la pieza fundida está en el orden de los 38 705,3 CUC y 61 678 CUP para un costo total del proceso de fabricación por fundición de \$100 383.

Conclusiones Generales

- 1.** Se establecieron los parámetros para la simulación por el MEF para el brazo de arrastre de los hornos de reducción de acero HK – 40 para determinar las tensiones en el proceso de fundición. La simulación en el ANSYS (V.12.1) mostró las zonas de mayores tensiones térmicas durante el enfriamiento de la pieza, están situadas en las zonas de cambio de sección, estos valores están alrededor de $1,821E-6 \text{ W/m}^2$.
- 2.** Se determinaron los parámetros de la tecnología de fundición del brazo del mecanismo de arrastre, demostrando que es posible su fabricación por el método de fundición para las nuevas dimensiones de los espesores de pared.
- 3.** Se determinó que el costo de la pieza fundida está en el orden de los 38 705,3 CUC y 61 678 CUP para un costo total del proceso de fabricación por fundición de \$100 383.

Recomendaciones

1. Proponer a la Empresa Mecánica del Níquel el procedimiento realizado en la metodología de fundición de los brazos de arrastre de los Hornos de Reducción.
2. Profundizar en el estudio por el MEF del proceso de fundición de brazos de arrastre de los hornos de reducción de la empresa Comandante Ernesto Che Guevara.

Referencias Bibliográficas

Bibliografía

1. AISI, ASTM; Key to Steel, 2002 y norma GOST
2. ANSYS (V.12.1), 2010
3. ASM Volumen 18, 1992
4. ASM Volumen 18, 1992; Sarkar, 1980, Vázquez, 1997.
5. Bermúdez, M. D. y otros, 2003 “Erosión–corrosión de tantalio y aceros inoxidable”, Memorias del IX Congreso de Ciencia y Tecnología de Materiales, Madrid, España
6. Burstein, G. T. 2000 “Effect of Impact Angle on the Slurry Erosion–Corrosion of 304 L Stainless Steel”, *Wear*240, págs. 80-94.
7. DOMÍNGUEZ, A.: Influencia del perfil de temperaturas en la formación de clínker y rotura de brazos. Informe Técnico. Empresa Ernesto Che Guevara, 1995.
8. Goyos y Martínez, 1989, Tecnología de la Fundición Tomo II
9. GULIAEV, A. Metalografía. Tomo I. Moscú. Editorial Mir. 1983.
10. GULIAEV, A. Metalografía. Tomo II. Moscú. Editorial Mir. 1983.
11. Hall et al., 1986; Hamano (1988); Li (1989); Shah et al., 1990; Brown (1994) y Mannan et al., 1996
12. Hiller, M; Qiu, C. 1991. Thermodynamic analysis and evaluation of the Fe-Cr-C and Fe-Cr-Ni-C systems. *Metallurgical Transaction*. 22 (A). pp.: 2187-2198.
13. Hogmark, S.; Vingsbo, O, 1978 “Mechanisms of Dry Wear of Some Martensitic Steels”, *Source Book on Wear Control Technology*. ASM Engineering Bookshelf. American Society for Metals, Metals Park, Ohio 44073”
14. LAI, G. Y.: Heat Resistant Materials for Furnace Parts, Trays and Fixtures: Heat treating. *ASM Handbook*, Ohio: ASM International Vol. 1. 1992
15. LEYVA, D: Verificación de la resistencia mecánica en los dientes rascadores clave 11 del mecanismo de barrido de los Hornos de Reducción. Tesis presentada en opción al Título de Ingeniero Mecánico. Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa, 2010.
16. Li Shizhuo & Jiang Xia, 1999 “Effect of Environmental Embrittlement on Wear Resistance of Alloys in Corrosive Wear”, *Wear* 225-229, págs. 1025-1030

17. Matos Tamayo, Roger y otros, 1987 Introducción a la corrosión y protección de metales, La Habana, Ediciones ENPES, Cuba
18. Mischler, S, 1999 "The Role of Passive Oxide Films on the Degradation of Steel in Tribocorrosion Systems", Wear 225-229, págs. 1078-1087.
19. NAUMANN, K.: Failure Analysis, Case Histories and Methodology, Stuttgart: Riederer-Verlag, 1998.
20. PARDO, A.: Estudio de la cinética de corrosión a altas temperaturas de las superaleaciones I-657 y HK-40 en presencia de la mezcla eutéctica fundida 82 % K₂SO₄-18 % V₂O₅. En: Revista de Metalurgia, Vol. 29 (5) 1993.
21. PECKNER, D. e I. M. Bernstein: Handbook of Stainless Steels. Third Edition. Pittsburgh: McGraw Hill Book Co., 1994.
22. POWELL, G. W.; S. E. Mahmoud y K. Mills: Failure Analysis and Prevention, Metals Handbook of ASM, Ohio: ASM International, Vol.11, 1995 Págs.: 380-410
23. PREVOT, S.: Algunas consideraciones sobre la rotura de brazos por formación de clinker en los hornos de reducción. Informe Técnico. Empresa Comandante "Ernesto Ché Guevara", 1994.
24. QIU, C.: Thermodynamic calculation and precipitation of carbides in the Fe-Cr-Ni-C system. En: Steel research. Vol. 64, (12), 1993.
25. SAXENA, A.: Nonlinear Fracture Mechanics for Engineers. Boca Ratón: Editorial CRC Press. 1998.
26. Schumacher, W, 1978"Wear Compatibility of Unlubricated Stainless Steel and Other Metal Couples", Source Book on Wear Control Technology, ASM Engineering Bookshelf. American Society for Metals, Metals Park, Ohio 44073
27. VELÁZQUEZ, A. y M. MARIÑO: Caracterización preliminar de la rotura de la aleación austenítica 40X24H12C en Hornos de Reducción de Mineral Laterítico. En: Memorias de la Conferencia Científica Internacional MATERIALES'96. ISPJAE, C. Habana, 1996.
28. VELÁZQUEZ, A.: Fragilización de la aleación HH por precipitación de fases sigma. Tesis presentada en opción al grado científico de Doctor en Ciencias Técnicas. Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa, 2002.