



D-6713

7
621.4025
B271
e.2

ESCUELA SUPERIOR
POLITECNICA DEL LITORAL
DEPARTAMENTO DE INGENIERA MECANICA
AREA DE METALURGIA MECANICA

DISEÑO DE UN HORNO TUNEL
CONTINUO PARA TEMPLE DE
HERRAMIENTAS

TESIS DE GRADO PREVIA A LA OBTENCION DEL TITULO DE
INGENIERO MECANICO

PRESENTADA POR

FRANCISCO BARREIRO PATIÑO

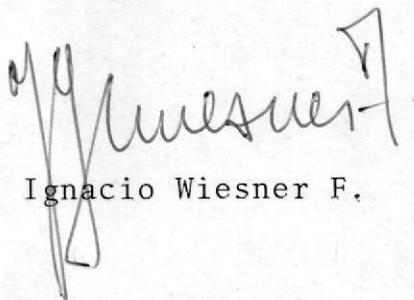
GUAYAQUIL - ECUADOR

1980



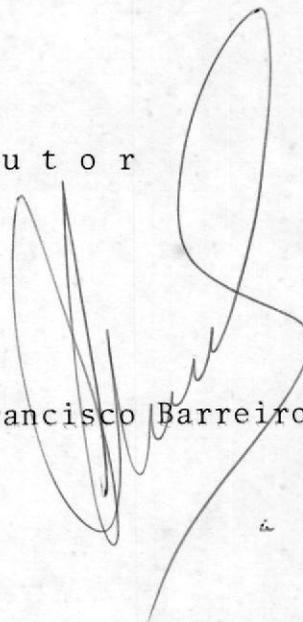
D I S E Ñ O D E U N H O R N O T U N E L
C O N T I N U O P A R A T E M P L E D E
H E R R A M I E N T A S

Director de Tesis

A handwritten signature in black ink, appearing to read 'Ignacio Wiesner F.', with a stylized flourish at the end.

Ing. Ignacio Wiesner F.

A u t o r

A large, stylized handwritten signature in black ink, appearing to read 'Francisco Barreiro Patiño', with a prominent loop at the top.

Francisco Barreiro Patiño

DECLARACION EXPRESA

DECLARO QUE: Hechos, ideas y doctrinas expuestos en esta tesis son de mi exclusiva responsabilidad y que el patrimonio intelectual de la misma corresponde a la ESCUELA SUPERIOR POLITECNICA DEL LITORAL.

(Reglamento de Exámenes y Títulos profesionales de la ESPOL).

7

Mi gratitud para la ESCUELA SUPERIOR
POLITECNICA DEL LITORAL y para mis
profesores.

Especial agradecimiento al Ing. Igna
cio Wiesner Falconí, Director de es-
ta Tesis, y a todo el personal del -
area Metal Mecánica que me prestó -
su decidida colaboración para llevar
a efecto la fase experimental del pre
sente trabajo.

DEDICATORIA

El presente trabajo está dedicado de manera especial a mis padres, esposa, hijos, hermanos y compañeros de estudio.

S U M A R I O

	Pág.
CAPITULO 1	
INTRODUCCION	1
CAPITULO 2	
ANALISIS	3
2.1 Planta de Templado de Herramientas	3
2.2 Hornos para procesos industriales	12
2.3 Hornos Contínuos	14
2.4 Horno Túnel	16
2.5 Procesos adaptables al Horno Túnel Contínuo	24
CAPITULO 3	
CALCULOS Y DISEÑOS	28
3.1 Base para los Cálculos	28
3.2 Cálculos Térmicos y Mecánicos del Proceso	43
3.3 Selección y Consumo del Combustible	61
3.4 Cálculo del Sistema de Eliminación de Gases	62
3.5 Cálculo de Instalaciones Auxiliares	71
3.6 Cálculos de Construcción	89
3.7 Especificación de las Instalaciones	92

	Pág.
CAPITULO 4	
ENSAYOS METALURGICOS	94
4.1 Estudio del Material	95
4.2 Estudio de tiempo de Austenización	97
4.3 Ensayo JOMINY para medición de Templabilidad	101
4.4 Control Metalográfico de muestras templadas	106
CAPITULO 5	
DISCUSION DE LOS RESULTADOS	109
CAPITULO 6	
CONCLUSIONES Y RECOMENDACIONES	111
BIBLIOGRAFIA	112

C a p í t u l o 1

I N T R O D U C C I O N

El motivo principal por el que se ha realizado el presente trabajo está relacionado con las necesidades de nuestro país en el sector de las industrias metal-mecánicas, las mismas que deberán ser impulsadas con mayor intensidad para propender a un desarrollo acelerado.

Esto implicará una gran demanda de equipos de tratamiento térmico, por lo que se propone demostrar que el diseño, construcción é instalación de los hornos-túnel contínuos se puede realizar en nuestro medio de tal manera que garantice buenos rendimientos y un costo menor que el de los instalados por las compañías extranjeras.

Muchos de los procesos de elaboración utilizados en esta clase de industrias tienen que ver con los procesos metalúrgicos, como el temple de aceros, estampado de metales, etc., en los que se hace necesario un horno de este tipo con el que se pueda mantener una producción en serie. El temple de aceros para herramientas manuales forjadas usadas en la agricultura y en la artesanía es un buen ejemplo de éllo.

Es por tal razón que en esta Tesis de Grado se ha diseñado un horno-túnel continuo para una fábrica de herramientas forjadas en el que se utilizarán los datos tanto de producción como de consumo de materia prima del proyecto industrial elaborado por CENDES (1).

Se justifica plenamente la importancia de este trabajo a fin de lograr sustituir con equipo diseñado y construido en el Ecuador la gran cantidad de equipos extranjeros que son utilizados cada vez en mayor escala por la industria nacional.

(1) Herramientas Manuales Forjadas, CENDES, Quito 1970.



C a p í t u l o 2

A N A L I S I S

2.1 PLANTA DE TEMPLADO DE HERRAMIENTAS.

2.1.1 Resumen del Proyecto. La planta de templado de herramientas surge como una imperiosa necesidad en nuestro medio con el propósito de eliminar, en lo posible, la importación de estos implementos que son de vital importancia para la agricultura y la artesanía.

Ya en el año 1970 CENDES (1) elaboró un proyecto en el que se hace un análisis de factibilidad de instalación de la fábrica, que justifica la localización de una planta moderna (en Guayaquil ó Quito) que se dedique a la producción en serie de herramientas manuales forjadas de acero.

Según CENDES (1) el proyecto constituye una inversión que tiene una rentabilidad de 24,68% con respecto a la inversión total de 9.047.400 sucres y punto de equilibrio económico ubicado en 49,60% de la capacidad de la planta en la que se incluyen 2 turnos de 8 horas diarias durante 250 días al año.

Las piezas que se obtienen de la fábrica (hachas, hachuelas, azuelas, martillos, combos, barretas, punzones, azadones, azadas, picos y zapapicos) consumen 400 ton. al año de materia prima y las producciones óptimas de cada una de ellas es descrita en el cuadro N°1.

CUADRO N° 1

<u>Herramienta</u>	<u>Kilogramos</u>	
	<u>Día</u>	<u>Año</u>
Hachas, hachuelas, azuelas	368	92.000
Martillos, combos	160	40.000
Barretas, punzones	144	36.000
Azadones, azadas, picos, zapapicos	<u>928</u>	<u>232.000</u>
	1.600	400.000

Se emplean 32 personas que se ocupan de la mano de obra directa é indirecta y 10 que se encargan de la administración y ventas.

(1) Herramientas Manuales Forjadas, CENDES, Quito 1970.

2.1.2 Proceso General de Producción. El proceso general de la planta desde el punto de vista tecnológico está constituido por cuatro

etapas que por sí mismas son procesos particulares importantes y han sido seleccionados de otros que existen para cada una de estas operaciones. Dichas etapas son:

- a. Mecanizado en frío (corte),
- b. Mecanizado en caliente (forja y estampado),
- c. Tratamiento térmico (temple), y
- d. Acabado.

Describiremos a continuación cada uno de ellos a fin de dar una idea cabal de todo cuanto ocurre en la producción de herramientas templadas.

El mecanizado en frío se refiere a las operaciones de corte del acero en sus diversas formas necesarias para obtener de la materia prima los trozos de material que servirán para las piezas individuales. Se realiza por medio de una cortadora automática de planchas, palanquillas y varillas de acuerdo con el siguiente esquema:

CUADRO N° 2

<u>Material</u>	<u>Piezas a obtener</u>
Planchas de acero AISI C1040	Hachas, hachuelas, azuelas, azadones y azadas
Palanquillas de acero AISI C1040	Martillos, combos, picos y zapapicos
Varillas redondas de acero AISI C1040	Barretas y punzones.

El mecanizado en caliente consta de diversas operaciones según la pieza que se vaya a fabricar, motivo por el que se manifiestan diferentes líneas de flujo hasta llegar a la próxima etapa, o sea la de tratamiento térmico. Aquí se le dará la forma a los trozos de acero procedentes del mecanizado en frío por medio de moldeado en caliente de las materias primas, ya sea por forja o por estampado.

Para lograr que las piezas alcancen la temperatura requerida por el proceso, se necesitan 2 hornos de calentamiento con capacidades de 500 Kg/hora; y para darles la forma se hace necesario una recaladora horizontal de 250 ton. y 50 golpes por minuto, equipo de rodillo de forja con 60 ton. de presión de laminación y una velocidad de 80 rpm, prensa de rebarbados en matrices con presión nominal de 125 ton. y un martinete mecánico con pilón de 800 lbs. Los procesos se ubican en los diagramas de flujo de las figuras 1 y 2.

El tratamiento térmico es la etapa de mayor cuidado dentro de la producción de herramientas forjadas, ya que es la que dará al acero utilizado las características finales de resistencia y tenacidad necesarias. El tratamiento térmico está condicionado de acuerdo al material que se utilice, esto ha sido normalizado por organismos norteamericanos como

DIAGRAMA DE FLUJO

GRAFICO N° 1

AZADONES
AZADAS
PLANCHA

CORTADO

CALENTAMIENTO

FORJADO EN

RECALCADO ORIFICIO
REFORMADO ORIFICIO
OBTENCION ORIFICIO

RECALENTAMIENTO

RODILLOS DE FORJA

CARA PLANA
TRES PASOS

REBARBADO EN PRENSA

TRATAMIENTO TERMICO

ACABADO

CONTROL DE CALIDAD

ALMACEN

PICOS
ZAPAPICOS
PALANQUILLA

CORTADO

CALENTAMIENTO

FORJADO EN PRENSA

CUATRO PASOS EN MATRIZ

RECALENTAMIENTO

RODILLOS DE FORJA

5 PASOS DE LAMINACION

TRATAMIENTO TERMICO

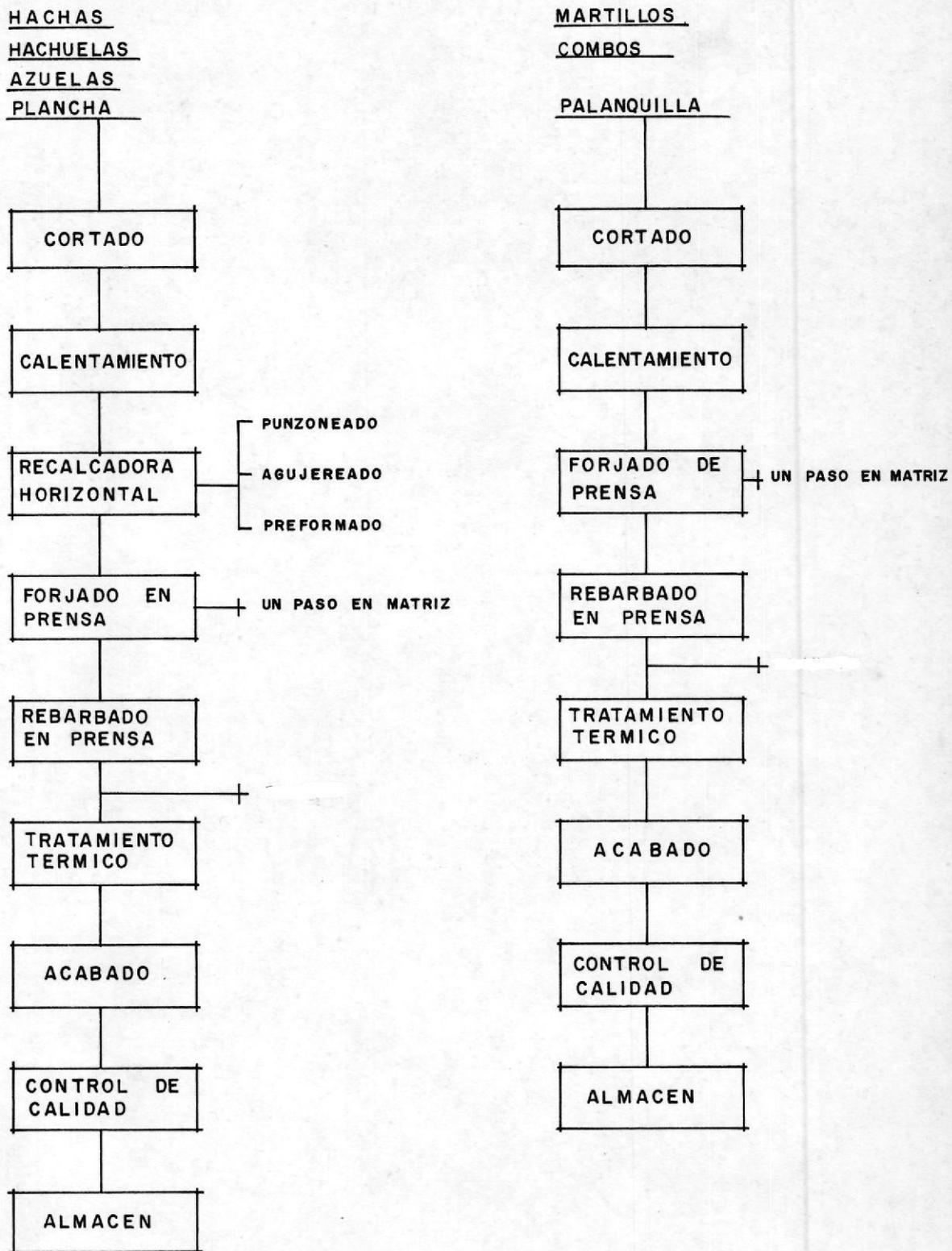
ACABADO

CONTROL DE CALIDAD

ALMACEN

DIAGRAMA DE FLUJO

GRAFICO Nº 2



la AISI (American Iron and Steel Institute), la ASTM (American Society for Testing Materials), la ASM (American Society for Metals) y nos indican que el acero al carbono es el más adecuado para la fabricación de herramientas manuales.

En estos aceros el porcentaje de carbono en el hierro determina las propiedades físicas que interesan al fabricante de herramientas, y su uso como materia prima; es por éso que se clasifican los aceros según el contenido de carbono de acuerdo a la siguiente forma:

- a. Bajo contenido de carbono, 0,05 a 0,25 porcentaje de carbono, en el que se requiere una resistencia moderada unida a una plasticidad considerable;
- b. Acero para maquinaria o forja, 0,30 a 0,55 porcentaje de carbono, los cuales se pueden tratar térmicamente para desarrollar resistencia mecánica; y
- c. Aceros para herramientas, 0,60 a 1,30 porcentaje de carbono, en los que es característico un alto índice de dureza necesaria para herramientas especiales de taller.

Previo al control de calidad y como último paso de la producción, es necesario darles a las piezas el acabado final por medio de afilado, laqueado, pulido, pintura y acople con las piezas de madera.

10

2. 1. 3 Distribución de Planta. La maquinaria que sirve para dar forma, el equipo de calentamiento y temple, y los talleres y laboratorios que dan el acabado final y controlan la cantidad de herramientas producidas, se han distribuído de la manera más adecuada para lograr con facilidad trabajar las diferentes líneas de flujo, ya que según la materia prima usada y las cualidades que deba poseer la herramienta, demandarán diferentes procesos de fabricación.

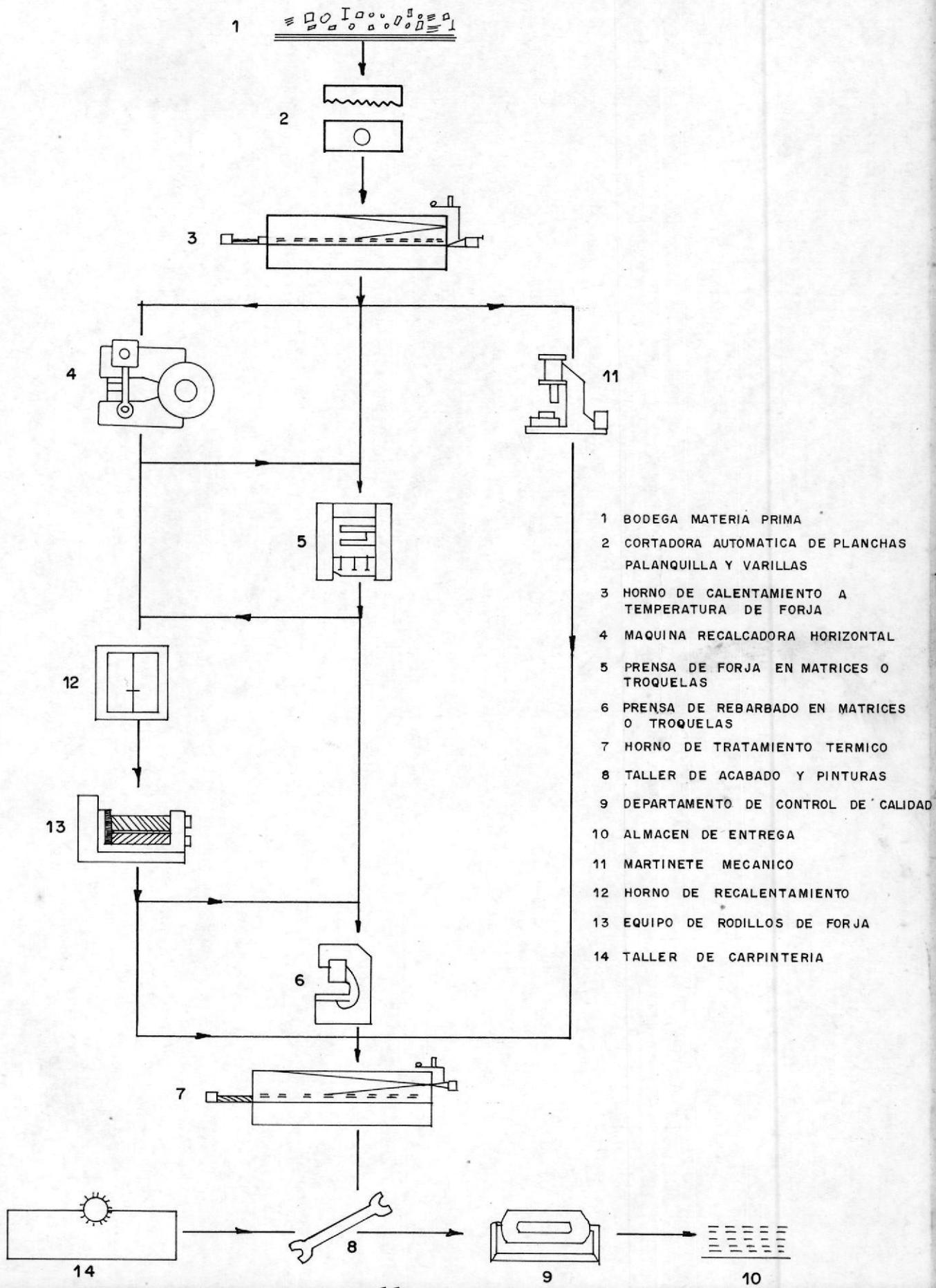
Estos procesos están condicionados con la materia prima que sufrirá las transformaciones necesarias para lograr los productos finales, el acero al carbono, como ya se ha mencionado anteriormente, se presenta como el mejor cuando en su composición química se encuentra combinado carbono en cantidades que fluctúan entre los límite que van del 0,35 al 0,50%.

La figura N° 3 representa la distribución de la planta y ha sido elaborada con el correspondiente del proyecto de CENDES (1).

(1) CENDES, Herramientas Manuales forjadas, pág. 48.

DISTRIBUCION DE PLANTA

GRAFICO Nº 3



2.2 HORNOS PARA PROCESOS INDUSTRIALES

2.2.1 Generalidades. De todas las clases de hornos para calentamiento, que generalmente forman parte del equipo tecnológico de un establecimiento fabril, vamos a escoger sólo las variedades de ellos que tienen como propósito principal elevar la temperatura de los materiales, sin que este proceso involucre cambios en la estructura química o cambios de estado como la fusión o la vaporización.

La intención es tratar directamente con hornos metalúrgicos, es decir, con aquellos en los que el calentamiento de los materiales que se mantienen en una atmósfera caliente, ha de ser con el propósito de que estos reciban un tratamiento posterior como revenido, recocado, temple, cementado, forjado, calentado para conformación de laminado, etc.

2.2.2 Clasificación. Estos hornos se pueden clasificar según:

- a. El fin para el cual se calienta el material,
- b. La naturaleza de la transmisión de calor,
- c. El modo como se calienta el horno, y
- d. El método de manipulación del material a través del horno.

Comúnmente se ha establecido que los hornos metalúrgicos tomen los nombres o se los identifique, según el propósito para el cual han sido concebidos, por ejemplo: horno de fraguado, horno de recocido, horno de temple, etc.

Según la forma de transmisión de calor, las variedades principales de hornos se dividen en: hornos de baños líquidos, hornos de mufla y hornos de reverberos. Los primeros son aquellos en los que una marmita (1), metálica ó cerámica, se calienta por su parte exterior y se sumerge en ella la pieza a temprar, ya sea en un baño de metal fundido o en una solución salina; en los hornos de mufla el calor se trasmite por conducción y radiación a través de las paredes metálicas o refractarias que protegen las piezas a calentar de su contacto con los gases de combustión; en los hornos de reverbero el calor de los productos de combustion es trasmitido al material caldeado, con el que están en contacto directo, por convección y radiación directa desde los gases calientes o por rerradiación o reflexión desde las paredes calientes del horno.

Por otro lado, hay dos métodos o maneras para la provisión de energía calorífica destinada a los procesos metalúrgicos, éstos son: conversión de la energía química en calorífica y conversión de energía eléctrica en calor.

También existen dos tipos de hornos de acuerdo a la forma como se mueve o acarrea el material dentro de ellos, que son: Intermitente y Continuo. En los hornos intermitentes la temperatura es prácticamente constante en el interior, la carga se deposita en la solera y permanece allí hasta que haya sido llevada a la temperatura de proceso, entonces es retirada pasando por la puerta de entrada; en cambio, en los hornos continuos, la carga tiene movimiento relativo con respecto a la zona de combustión mientras está siendo calentada. Se consideran dos clases de hornos continuos según la solera, sea móvil o fija.

2.3 HORNOS CONTINUOS

2.3.1 Generalidades. Al referirnos a estos hornos sólo trataremos los de llamas, dejando excluidos los eléctricos por cuanto no serán considerados dentro del diseño por razones que se explican más adelante en la selección del tipo de horno.

Los hornos continuos de llama aprovechan mejor el calor producido por la combustión, es decir, son térmicamente más eficientes que los intermitentes, ya que tienen menos pérdidas de calor. Ellos pueden ser de zona de combustión fija de manera que sea la carga la que se mueva a través

del horno, y de zona móvil de combustión en la que la carga permanece fija y son los quemadores los que se mueven a lo largo de la cámara de calentamiento.

Cuando los hornos contínuos están provistos de medios de transportadores tales como rodillos, cadenas, carros, vagones, bandas, etc., se denominan hornos contínuos automáticos, y son muy utilizados en las industrias metalúrgicas ya que mejoran la producción en serie. Estos consumen cualquier tipo de combustible (líquido, sólido o gaseoso) y la fuente de calor puede situarse de la manera más conveniente para el proceso, es decir pueden los quemadores ser ubicados frontalmente, de tal forma que las llamas sean dirigidas longitudinalmente respecto a la cámara; verticalmente, ya sea colocando los quemadores en la bóveda ó en el piso; lateralmente, con las llamas orientadas paralelamente a la sección transversal.

Existen arreglos y combinaciones de las tres formas anteriores para que actúen a la vez con el propósito de aumentar la transferencia de calor de las llamas o gases calientes a la carga.

El movimiento de los gases quemados, una vez que han entregado parte del calor sensible, deben ser evacuados de la

cámara por medio de tiro natural o tiro mecánico (forzado o inducido), con el que se puede recuperar calor por medio de precalentadores de aire y recuperadores, aumentado así la eficiencia térmica del horno.

La transmisión de calor del horno a la carga se efectúa -
por conducción, radiación y convección simultáneamente -
aunque con diferente intensidades que dependen principal-
mente de la temperatura de trabajo.

En resumen podemos decir que en los hornos contínuos de -
llamas, y en general los que se usan para tratamientos me-
talúrgicos, tienen lugar los siguientes procesos (1):

- a. Mecánico (movimiento de materiales sólidos),
- b. Enérgico (combustión de un elemento o transformación de energía química en térmica),
- c. Hidroaeromecánico (movimiento de gases o líquidos), y
- d. Intercambio térmico (interior y exterior, en las fases sólida, líquida y gaseosa).

(1) Nicolás P. Waganoff, Hornos Industriales, pág. 7.

2.4 HORNO TUNEL

2.4.1 Generalidades. La concepción del Horno Túnel res-

ponde a la idea de construir una zona fuego o laboratorio fijo y hacer pasar por él los productos a calentar. En estos hornos, como ya se ha mencionado, la carga que es transportada por correas, bandas o vagones atraviesa los gases calientes pasando por las zonas de calentamiento y combustión.

Termodinámicamente son muy eficientes, pues responden al tipo de cambiadores de calor en contracorriente cuando los gases de combustión viajan en dirección contraria a la carga. Diseñadores de hornos han tratado de aplicar cálculos de economía calorífica de los hornos contínuos para calentamiento de acero o cobre. Los resultados producidos al aplicar estas ecuaciones son toscas aproximaciones por las siguientes razones:

- a. El calor es liberado por la combustión contínua mientras los gases viajan a través del horno, lo que está en contraposición con la teoría de los intercambiadores de calor que considera que el calor debe ser totalmente liberado antes de entrar los gases al túnel. Es decir, que el medio caliente debe entrar al intercambiador a temperatura constante, lo cual no sucede en el horno de llama ya que la combustión se realiza dentro del mismo, existiendo variación en DT_i y DT_f de la fórmula para

intercambiadores en contracorriente:

$$Q = KA \frac{DT_i - DT_f}{DT_i/DT_f}$$

- b. El coeficiente de transferencia de calor en la teoría de los intercambiadores debe ser constante a lo largo de la gradiente de temperatura, siendo és to inexacto en el caso de los hornos túneles que tengan diferencias de temperaturas a lo largo de los aislamientos.

Cuando se utilizan estos hornos en procesos metalúrgicos generalmente se los construye de manera que el calentamiento sea frontal para lograr así descargar los materiales a la temperatura más elevada del túnel. En el tratamiento térmico de los aceros es de primordial importancia observar la temperatura de caldeo requerida, de aquí la necesidad de regular la temperatura en la zona de trabajo, y calentar el metal uniformemente en toda su sección o sea que se debe cumplir con las condiciones fundamentales de estos procesos y que son:

- a. Calentamiento uniforme del acero hasta una temperatura determinada, y
- b. Enfriamiento con una rapidez que determina la microestructura y por consiguiente las propiedades mecánicas que se desea conseguir.



Aún cuando desde tiempos antiguos el acero se ha tratado térmicamente con éxito por artesanos que usaban el conocimiento basado en una larga experiencia en la estimación visual de la temperatura, la tecnología moderna demanda el control más exacto de esta temperatura por el empleo de un sistema pirométrico eficiente, sólo de esta forma pueden obtenerse propiedades deseadas en números crecidos de piezas idénticas y mantener por lo tanto las mejores condiciones de la producción en gran escala.

2.4.2 Aplicación de calor. El calor producido por la combustión o por la energía eléctrica debe ser transferido al material que se va a calentar y se distribuirá en él de acuerdo con las especificaciones que se refieren a la temperatura final de carga, uniformidad de la temperatura y tiempo de calentamiento.

Si las piezas fueren calentadas por corriente eléctrica que fluya a través de ella, el calor será generado uniformemente en la sección, pero en la mayoría de los procesos metalúrgicos industriales el calor entra a la carga a través de su superficie y fluye hacia el interior.

El flujo de calor requiere una diferencia de temperatura entre la carga y el ambiente que la rodea de manera que el

el calor es transferido en forma combinada por convección, radiación y conducción.

La conducción se presenta independientemente de las otras formas de transmisión cuando el metal frío es sumergido en un baño caliente de una sal o un metal fundido. La convección se realiza principalmente debido a las condiciones de velocidad, temperatura y turbulencia de los gases, ya que por atracción molecular y de masa una capa de fluido es retenida junto a la superficie de cada sólido y en esta capa estática el calor es transferido por conducción. Entonces si las moléculas de los gases en movimiento golpean la capa de estancamiento provocando el movimiento de las moléculas más próximas a los gases calientes, de esta forma la capa se hace más delgada y debido a ello hay mayor transferencia de calor al sólido. La radiación se debe a la experiencia común que los sólidos irradian calor aún a bajas temperaturas. El calor transferido por radiación desde un medio caliente al frío y el calor irradiado desde el medio frío al caliente.

2.4.3 Ventajas y Desventajas. El empleo del horno túnel dentro de una planta de tratamientos térmicos de aceros para herramientas puede justificarse por un estudio comparativo entre las ventajas y des

ventajas que enunciamos a continuación:

VENTAJAS

- a. Disminución de la mano de obra;
- b. Termodinámicamente más eficiente;
- c. Fácil control de tratamiento térmico;
- d. Utilización de cualquier fuente de energía, ya sea química o eléctrica;
- e. Pueden ser diseñados de manera que se acoplen a ellos recuperadores de calor, proveyendo al horno de zonas de precalentamiento con las cuales se recupera parte del calor que se perdería por la chimenea; y
- f. Es el más recomendable para la producción en serie, ya que facilita las operaciones de carga y descarga.

DESVENTAJAS

- a. Funcionan sin atmósfera protectora, lo que podría ocasionar la descarburización o la oxidación del metal;
- b. Limitaciones de temperaturas excesivas por cuanto la soflera móvil metálica puede sufrir daños;
- c. Costo inicial más elevado; y
- d. Manifiestan pérdidas adicionales de calor por puertas y elementos transportadores de la carga.

2.4.4 Selección del Tipo de Horno. Del análisis hecho

anteriormente de las clases de hornos existentes para la industria metalúrgica, interesan los tipos de hornos clasificados y que pueden ser resumidos así:

- a. De calentamiento directo, los que utilizan energía eléctrica y energía proveniente de combustión de hidrocarburos; y
- b. De atmósfera protegida que utilizan baños (de sales o plomo) y muflas (metálicas o cerámicas) y tubos radiantes.

De toda esta agrupación de formas para transmitir el calor a las piezas, la que se presenta mejor es la que utiliza la atmósfera protectora, pero se prefieren los métodos de combustión directa, son más económicos y también producen buenos resultados cuando se utilizan combustibles gaseosos, además de consumir menos mano de obra ya que la mayoría de ellos se construyen para que trabajen automáticamente.

Consideraré sólo los hornos de calentamiento directo, descartando los que trabajan con atmósfera protegida, ya que son de baja eficiencia térmica y sólo se justifica su uso en el tratamiento de herramientas de acero aleado especiales, en los que se requiere mejor control de temperatura y además tienen un costo de venta más elevado y por lo tanto se puede

efectuar el temple con un costo de producción más elevado.

En los hornos de caldeo directo la transmisión de calor se presenta por medio de las tres formas convencionales y de acuerdo con la temperatura del ambiente varía la intensidad de cada una de ellas. A menos de 1.000°F es mayor la convección que la radiación, en cambio a una temperatura mayor que aquella, el intercambio prácticamente se realiza sólo por radiación, por lo tanto debido a que el tratamiento térmico del acero de las herramientas se efectúa - hasta los 1.500°F la transmisión del calor se produce principalmente por ondas radiantes de calor.

Nos queda establecer la conveniencia de usar la energía eléctrica o la energía química, sabiendo que en nuestro medio tenemos un costo elevado por Kw-hora debido a que es producido en plantas de vapor y de gas, resulta más económico trabajar con energía proveniente de hidrocarburos, más aún si en un futuro próximo tendremos disponibilidad de gas natural descubierto en el Golfo de Guayaquil.

La utilización del gas natural beneficia el aspecto tecnológico del proceso por cuanto se disminuyen los problemas ocasionados por la presencia de gases producidos por combustión incompleta.

Del estudio anterior se concluye que el horno más conveniente para el proceso a efectuarse deberá tener las siguientes características:

- a. Caldeo directo por combustión de gas natural,
- b. Acarreo automático de la carga, y
- c. Combustión desde las paredes laterales del horno con temperatura de los gases de 2.000°F.

OJO

2.5 PROCESOS ADAPTABLE AL HORNO TUNEL

2.5.1 Procesos generales. La adaptabilidad del horno túnel para diferentes y variados procesos en la industria hace que se los relaciones con los procesos de cerámica fina, cerámica de construcción, metalurgia, vidrio, alimentación, etc.

Por la naturaleza del proceso que se realiza en el horno túnel, éste varía en proporciones muy considerables dentro de una misma rama industrial, dándose el caso que en la industria cerámica de la construcción se encuentran fácilmente hornos con longitudes que fluctúan entre 80 y 120 m. de longitud útil y con secciones transversales de 1,60 m. de altura y 3,10 m. de ancho con lo que logra producciones hasta de 120 ton. por día.

De manera similar, en metalurgia se encuentran hornos túneles de grandes dimensiones, especialmente los que se utilizan para recocidos de fundiciones aceradas en los que se encuentra por término medio la capacidad de 1 ton. por m. de solera.

En cualquiera de los casos este tipo de horno se presenta como una solución a la automatización general de la planta y a problemas particulares en cada industria donde se los ha instalado, por ejemplo, en cerámica resolvió el mantenimiento de una curva de cocción predeterminada en relación con el tipo de arcilla a cocer, con lo que se logró producciones ultrarápidas. En las industrias alimenticias se ha logrado obtener un sistema efectivo de mantener una temperatura constante con lo cual se ha conseguido condiciones idénticas en los productos de cocción, además del ahorro de mano de obra, tal es el caso de la industria panificadora.

2.5.2 Procesos Metalúrgicos. Uno de los vastos campos en el que se ha desarrollado el empleo de los hornos continuos ha sido en el de la metalurgia y se ha debido precisamente a ella la gran aceptación que ha tenido en otras industrias. En la industria metalúrgica estos hornos son conocidos como hornos de calentamiento o caldeo y se dedican a los procesos tales como laminado, forjado y tratamiento térmico.

La mayoría de los adelantos de la técnica de construcción de hornos se han basado en los éxitos alcanzados por los estudios en laboratorios y pruebas experimentales en las industrias de los hornos dedicados a los procesos metalúrgicos.

Por una parte los trabajos científicos se han dedicado especialmente a estudiar los diversos fenómenos de combustión de varios elementos y se buscan las condiciones más favorables en los modelos, resultados que serán extrapolados al prototipo, la mecánica del movimiento de los gases, y las resistencias hidrodinámicas, con las que se encuentra la forma más racional de la zona de trabajo del horno y por último el movimiento de materiales y productos.

Por otra parte las investigaciones industriales de los hornos son más bien las comprobaciones definitivas de las estructuras y del régimen de ellos antes de certificar su validez para una producción en serie. Las investigaciones industriales buscan los métodos y los medios para un radical mejoramiento de trabajo del horno y de su intensificación.

Toda esta acumulación de conocimientos teórico-prácticos ha resultado en beneficio de los ingenieros de venta y consultores que son en última instancia los que deben analizar las ventajas y desventajas de los equipos a instalarse.

En la medida más amplia se puede afirmar que los hornos tú
neles contínuos se adoptan en los procesos en que se requiere
ren:

- a. Velocidad en la producción,
- b. Continuidad en la producción,
- c. Ahorro de mano de obra,
- d. Control exacto de temperatura interior, y
- e. Elevación paulatina de la temperatura hasta la de
régimen.

C a p í t u l o 3

C A L C U L O S Y D I S E Ñ O S

3.1 BASES PARA LOS CALCULOS.

3.1.1 Composición de las Materias Primas. Según el proyecto de CENDES, la materia prima a ser utilizada es un acero AISI C1040 - correspondiente a un SAE 1040. Este es un acero Siemens - básico al carbono, no aleado y con un contenido medio de carbono, comprendido entre 0,37 y 0,44%.

La composición química del acero SAE 1040 está dada por porcentajes límites de otros componentes además del hierro y carbono; según

CUADRO N° 3

Carbono	Manganeso	Fósforo Max
0,37 a 0,44%	0,60 a 0,90%	0,04
	Azufre Max	
	0,05	

Las temperaturas de los tratamientos térmicos (1) para este acero son las siguientes especificadas en el Cuadro N°4

CUADRO N° 4

Acero AISI	Recocido	Temple por inmersión
C 1040	1.550-1.675	1.500-1.570

(1) Marks, Manual del Ing. Mec., Tablas 14 y 6, pags. 593 y 581.

3.1.2 Régimen de Tratamiento Térmico. El tratamiento térmico está condicionado por el calentamiento del acero en un medio ambiente con una temperatura de 1.800°F que se obtiene por la combustión completa de gas natural con las especificaciones dadas por Trinks (1) en referencia a la composición química, valores calóricos, productos de combustión y cantidad de aire necesario para la misma.

Las piezas absorben calor desde la temperatura de 80°F hasta 1.500°F como consecuencia de la transmisión de calor debida principalmente a la radiación de los gases calientes y las paredes del horno al material. Para el calentamiento del acero se han formulado reglas prácticas sobre la relación existente entre el espesor de la carga y el tiempo requerido para el calentamiento a una temperatura uniforme. Las reglas siguientes están en uso (2):

- a. El calor viaja 1/8" en 5 minutos, en aceros de bajo contenido de carbono. (A)
- b. Barras cilíndricas y cuadradas deben calentarse a razón de 20 minutos por pulgada de espesor o diámetro - en el caso de tratarse de acero dulce y acero con contenido medio de carbono (0.20 - 0.50), (B)
- c. 40 minutos por pulgada de espesor o diámetro son requeridos para acero aleado y de alto contenido de carbono o sea más 0,50% de carbono. (C)

Estas reglas fueron derivadas de la práctica de tratamientos térmicos de aceros y se considera que el calor entra por una sola de sus caras; de ellas podemos deducir que - para herramientas como las de este caso (tienen alrededor de 1-1/2" de espesor) se necesitará un tiempo de calentamiento de más o menos 30 minutos; ésto lo podemos asumir sabiendo que el acero a tratarse corresponde al de los indicados en la regla (b.) y no existen diferencias de temperaturas considerable entre la superficie de las piezas y su núcleo, pudiéndose estimar que dichas temperaturas son iguales, lo cual se comprobará más adelante.

En el proceso de caldeo de las piezas la temperatura de los gases crea un flujo de calor de la superficie hacia el núcleo, determinando un tiempo de homogenización, el cual,

para piezas de espesor de 3", es poco considerable, y en el caso de ser inferior a esta medida, el tiempo de remojo o de homogenización no es significativo.

Para demostrar lo dicho anteriormente procederemos a realizar un cálculo aproximado del tiempo de remojo, haciendo uso de la Fig. 57 de Trinks (3), gráfico que ha sido derivado de los métodos de cálculo de distribución de temperatura transiente en los cuerpos sólidos, descritos en el Apéndice 1 del mismo autor.

Ejemplo de cálculo

Para el efecto, asumimos que se trata de un cubo de 1-1/2" de lado calentado en su superficie en forma homogénea hasta 1.500°F. Si habiendo transcurrido el tiempo t la superficie alcanza la temperatura de T_s igual a 1.500°F y en este mismo tiempo la temperatura en el núcleo llega a ser 40°F inferior o sea T_{n_i} igual 1.460°F. Si mantenemos constante la temperatura superficial, el tiempo de remojo en cuestión estará dado por el tiempo que tarde el núcleo en aumentar su temperatura hasta aproximarse lo más que pueda a la temperatura asintótica de la superficie (en este caso supondremos que llega hasta T_{n_f} igual a 1.496°F) y para conocer dicho tiempo por el método citado, es necesario establecer el siguiente parámetro:

$$\frac{DT_f}{DT_i} = \frac{1500 - 1496}{1500 - 1460} = 0,1$$

Con este valor y la curva correspondiente para cubos, de la Fig. 57 obtenemos el parámetro:

$$\frac{J \ t}{S^2} = 0,09$$

donde

$$J^{(4)} = \frac{\text{conductividad media (fig.30)}}{\text{cal. esp. (fig. 27)}} \times \frac{\text{densidad (tab.2)}}{\frac{250}{1500} \times 481} = 0,28 \text{ pie}^2/\text{h}$$

$$S^2 = \left(\frac{1,5}{12}\right)^2 = \frac{2,25}{144} = 0,0156 \text{ pie}^2$$

por lo tanto

$$t = \frac{0,09 \times 60 \times 0,0156}{0,28} = 0,30 \text{ minuto}$$

Este tiempo de homogenización resulta ser muy pequeño con relación al tiempo antes establecido para el proceso de tratamiento térmico (30 minutos), ésto nos lleva a concluir que es posible asumir que las temperaturas del núcleo y de la superficie son prácticamente las mismas en cualquier instante que la carga permanece en el horno, y por lo tanto sólo debemos encontrar una temperatura óptima para la

atmósfera del horno que nos dé un tiempo de transferencia de calor más o menos igual al tiempo requerido por el proceso tecnológico.

Utilizando el método gráfico del Apéndice 1 de Trinks referido anteriormente, para distribución transiente de temperatura en cuerpos sólidos, en el que se considera que la temperatura de la carga llega hasta 1.500°F desde la inicial de 80°F, asumiendo que el coeficiente total de transferencia de calor es $K = 8 \text{ BTU/pié}^2\text{h } ^\circ\text{F}$. El valor estimado de la figura 43 de Trinks para transmisión de calor sólo por radiación de los gases calientes, con abcisa 1.600°F y la curva de espesor de capa de gas igual a $65 \text{ BTU/pié}^2\text{h } ^\circ\text{F}$, valor que es modificado por el factor 0,91 correspondiente a superficies interiores de ladrillos claros y que finalmente viene a ser $K = 5.9 \text{ BTU/pié}^2\text{h } ^\circ\text{F}$. De la figura 52 de Trinks para transmisión por radiación y convección en un horno hermético en la que entramos con los valores $S = 1 \text{ pié}$ $R = 0,4$ interpolando convenientemente encontramos que $K_2 = 14,5 \text{ BTU/pié}^2\text{h } ^\circ\text{F}$ y considerando que la emisividad de la carga sea 0,7 el valor del coeficiente por este concepto, tenemos entonces que $K_2 = 10,15 \text{ BTU/pié}^2\text{h } ^\circ\text{F}$, promediando los valores de K_1 y K_2 hallamos que $K = 8 \text{ BTU/pié h } ^\circ\text{F}$.

Para aprovechar el gráfico 344 de Trinks del Apéndice 1,

hecho para relaciones entre tiempo, temperatura-espacio es necesario determinar los siguientes parámetros adimensionales:

$$\frac{Jt}{\left(\frac{1}{2}S\right)^2}$$

donde:

$$J = 0,28 \text{ pié}^2/\text{h. (tomado pág. anterior)}$$

$$t = 30 \text{ minutos} = 0,5 \text{ horas}$$

$$\frac{1}{2} = \frac{1}{2} (1.5) = \frac{0.75 \text{ pulg.}}{12 \text{ pulg./pié}} = \frac{0.75}{12} \text{ pié}$$

por lo tanto

$$\frac{Jt}{\left(\frac{1}{2}S\right)^2} = \frac{0.28 \times 0.5 \times 144}{0.5625} = 35,6$$

$$M = \frac{\text{conductividad media}}{1/2S \times \text{coef. transf. calor total}} = \frac{C}{1/2S \times K}$$

donde

$$C = 22,5 \text{ BTU/pié hora } ^\circ\text{F (tomado pag. ant.)}$$

$$K = 8 \text{ BTU/pié}^2 \text{ hora } ^\circ\text{F}$$

$$1/2S = \frac{0.75 \text{ pié}}{12}$$

$$M = \frac{22.5 \times 12}{0.75 \times 8} = 45$$

Con los parámetros

$$\frac{Jt}{\left(\frac{1}{2}S\right)^2} = 35.6 \quad \text{y} \quad M = 45$$

Podemos entrar en la Fig. 344 de Trinks para placas planas, sabiendo que podemos utilizarla en razón del método A.B. Newman publicado en Marzo de 1.936 en Industrial and Engineering Chemistry, con el cual probó que los gráficos correspondientes a las placas podían también aplicarse a los cuerpos rectangulares.

El método sirve para encontrar la ordenada que corresponde a la razón de diferencias de temperatura del cuerpo sujeto a la transferencia de calor en estado transiente; se procede obteniendo una ordenada del gráfico 344 de Trinks para cada una de las coordenadas especiales del cuerpo en mención y luego se las multiplica entre sí obteniendo en consecuencia la razón de diferencias de temperaturas no completas en el centro geométrico del cuerpo, luego procediendo como señala Newman tenemos que encontrar los valores de Y_x , Y_y , Y_z . El valor de los parámetros arriba encontrados corresponden para las coordenadas Y_x y Y_y que son iguales por ser el valor de S igual a 1.5" en ambos casos pero para encontrar el valor de Y_z necesitamos calcular para un valor de S = 4".

Procediendo al cálculo tenemos:

$$\frac{Jt}{\left(\frac{1}{2}S\right)^2} = \frac{0.28 \times 0.5 \times 144}{4} = 5$$

y

$$M = \frac{C}{1/2S \times K} = \frac{22,5 \times 12}{2 \times 8} = 17$$

Ahora calculamos los valores de Y_x y Y_y para lo cual utilizamos, como dijimos antes, la figura 344 de Trinks, - donde obtenemos lo siguiente:

$$\frac{T_g - T_{cf}}{T_g - T_{ci}} = 0.47$$

lo cual es válido para Y_x y Y_y .

Para Y_z de la misma figura obtenemos que

$$\frac{T_g - T_{cf}}{T_g - T_{ci}} = 0.78$$

Si sabemos que

$$Y = Y_x \times Y_y \times Y_z$$

$$Y = 0.47 \times 0.47 \times 0.78$$

$$Y = 0,176$$

Siendo este el valor de la razón de diferencias de temperaturas en una figura rectangular según el método de Newman, luego podemos de aquí sacar el valor de temperatura de la atmósfera del horno procediendo a resolver la siguiente ecuación:

$$\frac{T_g - T_{cf}}{T_g - T_{ci}} = 0.176$$

Despejando

$$T_g = \frac{T_{cf} - 0.176 T_{ci}}{1 - 0.176}$$

reemplazando

$$T_g = \frac{1500 - (0.176 \times 80)}{1 - 0.176} = \frac{1500 - 1408}{0.824}$$

$$T_g = \frac{1485.92}{0.824} = 1.800^\circ\text{F}$$

Esta es la temperatura óptima del medio ambiente del horno para que la carga alcance en 30 minutos la temperatura de 1.500°F que resulta ser homogénea en todas las piezas ya que por cálculos anteriores hemos determinado que los tiempos de transferencia y de proceso metalúrgico son iguales y descartándose el llamado tiempo de remojo dentro de las mismas por ser insignificante.

C U A D R O N ° 5

	Tiempo en Minutos	Tiempo en Horas	M_{yx}, y_y	M_{yz}	$\left(\frac{Jt}{S^2}\right) Y_y Y_x$	$\left(\frac{Jt}{S^2}\right) Y_z$	$Y_x Y_y Y_z$	T_s en °F
1	30	0.500	45	17	33.8	4.8	0.176	1.800
2	25	0.417	45	17	28.2	4.0	0.219	1.423
3	20	0.344	45	17	23.3	3.3	0.299	1.286
4	15	0.250	45	17	16.9	2.4	0.427	1.075
5	10	0.158	45	17	10.7	1.5	0.580	803
6	5	0.084	45	17	5.7	0.8	0.785	450

Para determinar el régimen de calentamiento de las piezas tomamos diversos valores del tiempo total y ubicamos sus respectivas temperaturas, utilizando el método antes usado pero teniendo en cuenta que $T_g = 1800^\circ\text{F}$ en

la fórmula
$$\frac{T_g - T_{cf}}{T_g - T_{ci}}$$

Los resultados están resumidos en el cuadro N°5 y en la gráfica N°4 se han graficado los valores T_{cf} contra las fracciones del tiempo total.

- (1) Trinks, Industrial Furnaces Tomo I, Fig. 114, Pag.152
- (2) Marks, Manual del Ingeniero Mecánico, Pag. 938
- (3) Trinks, Industrial Furnaces, Tomo I, Pag. 67
- (4) Trinks, Industrial Furnaces, Tomo I, Pags. 20, 24 y 26.

3.1.3 Cálculo de la carga y dimensiones del túnel. Según el proyecto de CENDES, la materia prima procesada en 250 días de trabajo al año es de 400.000 Kgs., luego la producción diaria en libras es:

$$\frac{400.000 \times 2.2}{250} = 3.553 \text{ Lbs/día}$$

Si cada pieza pesa 2.2 lbs. y sabemos que el tiempo de permanencia de ellas en el horno es de 30 minutos, y hay 4 piezas en cada fila y sale 1 fila cada 2 minutos, el tiempo que trabaja el horno al día es:

$$\frac{3.553 \times 2}{4 \times 60 \times 2.2} = 13.5 \text{ horas}$$

$$\frac{\text{lbs/día} \times \text{minutos}}{4 \text{ piezas} \times \frac{\text{minutos}}{\text{hora}} \times \frac{\text{lbs-}}{\text{pieza}}} = \text{horas al día}$$

y el peso del material tratado por hora es:

$$\frac{3.553}{13.5} = 264 \text{ lbs/hora}$$

Lo que representa una producción de 120 piezas por hora o lo que es lo mismo 60 piezas en 30 minutos. Esta capacidad de producción nos determina las dimensiones de la cámara de tal forma que en un instante cualquiera del proceso deben haber en el horno 60 piezas.

Para establecer las medidas del túnel admitiremos una carga de martillos de 2,2 lbs. de peso por unidad, ya que consideramos que por su forma y peso constituye el tipo característico de las piezas que calentará el horno

su forma la asimilamos con la de una barra cuadrada de 1.5" x 1.5" x 4, arreglados en la solera en filas de 4 con 4" de separación entre filas, por consiguiente la longitud del túnel es:

$$60 \text{ piezas} \times \frac{\text{filas}}{4 \text{ pzas.}} \times \frac{0.667 \text{ pié}}{\text{fila}} = 10 \text{ piés}$$

Con lo que resulta que las piezas viajan a una velocidad de 10 piés por 30 minutos, o sea 0,33 piés/minutos.

Las dimensiones de la sección transversal se determinan por conveniencia de mejor transferencia de calor y facilidad de arreglo de las piezas en la solera móvil. Estas son:

Ancho : 1.2 piés

Altura: 1.2 piés

Con las medidas finales del horno y de las piezas, es conveniente calcular el parámetro R, útil para cálculos posteriores.

$$R = \frac{\text{Superficie expuesta de las piezas}}{\text{Superficie de las paredes no cubiertas}}$$

$$R = \frac{13.1 \text{ pié}^2}{13.4 \text{ pié}^2} = 0.382 = 0.4$$

El valor de la superficie expuesta de las piezas es de 9.4 piés pero se considera un 40% de esta superficie - por la irregularidad de las caras y hueco para el mango.

3.2 CALCULOS TERMICOS Y MECANICOS DEL PROCESO



3.2.1 Balance Térmico. Este se realiza con objeto de encontrar el consumo de combustible (gas natural) en razón de la producción diaria de piezas templadas cuando el trabajo es contínuo durante - 13.5 horas al día.

En el balance térmico se consideran las siguientes distribuciones de calor de entrada que es:

$$Q_E = 993 \frac{\text{BTU}}{\text{pié}^3} \times q \text{ pié}^3$$

- a. Q_a Calor suministrado a la carga.
- b. Q_b Calor perdido en los gases que escapan en la chimenea.
- c. Q_c Calor perdido por la radiación en las aberturas - de las puertas

d. Qd Calor perdido por los elementos de transporte de la carga

e. Qe Calor perdido por la operación intermitente.

Veamos el cálculo de los calores establecidos que se presentan en este tipo de horno.

3.2.1.1 Calor suministrado a la carga. Qa. Constituido por acero - AISI C-1040, en una cantidad igual a 264 lbs/hora; para la determinación del calor necesario para elevar su temperatura desde 80°F hasta 1500°F, hacemos uso de la figura 27 de Trinks, Tomo I, en el que se han graficado los contenidos de calor para diversas aleaciones Fe-C contra las temperaturas de las mismas y de donde encontramos que

$$T_1 = 80^{\circ}\text{F} \quad 13 \text{ BTU/lbs.}$$

$$T_2 = 1500^{\circ}\text{F} \quad 248 \text{ BTU/lbs.}$$

Por lo tanto el cambio en el contenido calórico del acero al pasar de 80°F a 1500°F es

$$248 \text{ BTU/lbs.} - 13 \text{ BTU/lbs.} = 235 \text{ BTU/lbs.}$$

de donde tenemos que el consumo durante el ciclo de trabajo es:

$$Q_a = 235 \text{ BTU/lbs.} \times 264 \text{ lbs./hora} \times 13.5 \text{ hora/día} \times 5.5 \text{ día/ciclo}$$

$$Q_a = 4'610.000 \text{ BTU/ciclo}$$

3.2.1.2 Calor perdido en los gases que escapan en la Chimenea. Q_b. Este cálculo se efectúa por medio de la figura 114 de Trinks, Tomo I, para gas natural, donde constan las cantidades de calor sensible para los gases que salen a diversas temperaturas del horno de temple.

En el presente caso asumo que el combustible se quema a unos 2.000°F y los gases mantienen una atmósfera a 1800°F sobre las piezas y salen por la chimenea con 50°F o sea a 1750°F; además es posible asumir en los cálculos para diseño de este tipo de horno con el combustible que quema que la combustión es completa con un 5% de aire en exceso de la cantidad requerida para combustión perfecta teórica.

De la figura 114 antes nombrada encontramos que los gases producto de la combustión completa tienen un calor sensible igual a 440 BTU/pié³, obtenido del punto de la ordenada en que la abcisa (1.750°F) intercepta con la curva A correspondiente al calor en los productos de la combustión perfecta teórica.

El calor sensible debido al exceso de aire se halla de la curva B para la misma temperatura (1750°F) y es igual al 10% del valor hallado en la ordenada, es decir 35 BTU/piés³, y por lo tanto el calor sensible en los gases de combustión es igual a:

$$440 \frac{\text{BTU}}{\text{pié}^3} + 35 \frac{\text{BTU}}{\text{pié}^3} = 475 \frac{\text{BTU}}{\text{pié}^3}$$

y la pérdida de calor es

$$Q_b = 475 \frac{\text{BTU}}{\text{pié}^3} \times q = 475 q \frac{\text{BTU}}{\text{pié}^3}$$

Las pérdidas calculadas tendrán efecto por 14.5 horas diarias que suman las 13.5 horas de trabajo en estado estable y una hora de calentamiento hasta iniciarse la operación normal. Esto se tomará en cuenta al momento de calcular el consumo horario de combustible.

3.2.1.3 Calor perdido por radiaciones en las aberturas de las puertas. Q_c . Estas se producen en los espacios que quedan entre la carga y la parte inferior de las puertas y las asumimos como continuas y con las siguientes medidas.

Se puede considerar a la ranura 1/2" por 14.4" como

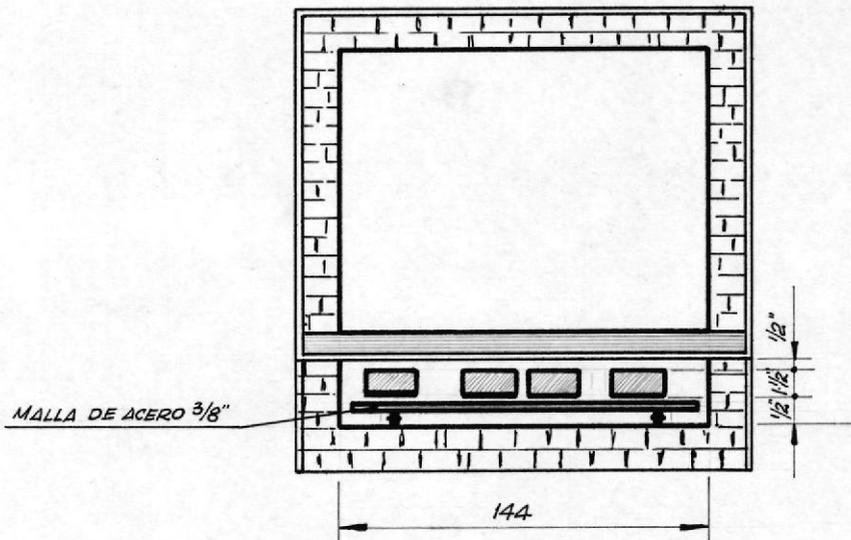
"muy larga", lo cual constituye uno de los requisitos para poder utilizar la figura 96 de Trinks, que se refiere al cálculo de la pérdida de calor en que la longitud de la ranura es mucho mayor que el ancho de ella.

Previamente hay que establecer los datos de la temperatura de la cámara y luego la radiación producida por un cuerpo negro. Si la temperatura es 2.000°F de la figura 95 la ordenada correspondiente es de 440 BTU/plg²h.

Area de la abertura : $0,5 \times 14.4 \times 2 = 14.4 \text{ plg}^2$

entonces la radiación del cuerpo negro sería:

$$440 \text{ BTU/plg}^2\text{h} \times 14.4 \text{ plg}^2 = 6.336 \text{ BTU/h}$$



pero la pérdida de calor real es un porcentaje de la radiación encontrada, este factor se lo ubica en la fi

gura 96 de Trinks para lo cual es menester antes encontrar la razón R.

$$R = \frac{\text{dimensión del ancho de la abertura}}{\text{espesor de la pared}}$$

$$R = \frac{1''}{7''} = 0.143$$

con este dato y con la curva correspondiente para ranura larga encontramos la ordenada que es igual a 0.28; - por lo tanto la pérdida real es

$$6.336 \times 0.28 = 1.770 \text{ BTU/h} \times 13.5 \times 5.5 = 131.600 \text{ BTU/ciclo}$$

3.2.1.4 Calor perdido en los elementos de transporte de la carga. Qd. La solera móvil está constituida por una banda de malla hecha de alambre de acero de una aleación 25% Cr y 12% Ni cuyas características se hallan en la tabla 9 de Trinks, Tomo II, de donde extraemos los siguientes datos

Peso de Carga/Pié ² a 1500° F	Distancia entre Poleas (piés)
69	6
45	9
33	12

Las propiedades Físicas y Químicas del material las ubicamos en la tabla 19 de Trinks, Tomo I, en el que se identifica el acero inoxidable como la aleación V cuyo calor específico 0.14 BTU/lb °F entre 60°F y 1.600°F, el peso peso de la malla es de 2 lb/pié².

Asumiendo que la banda se enfría en el transcurso del tiempo que se encuentra fuera del horno, entonces debemos primero calcular la masa de este material que se calienta junto con la carga hasta los 1.500°F.

Si la velocidad de la banda es 10 piés/30 min. en 1 hora habrá recorrido

$$10 \times \frac{60}{30} = 20 \text{ piés}$$

longitud de banda que se calienta por hora, el ancho de la misma es de 12" (espesor 1/4) y por lo tanto el área que se calienta es

$$20 \times \frac{12''}{12''/\text{pié}} = 20 \text{ piés}^2$$

luego para hallar la cantidad de calor perdido en los elementos transportadores aplicamos la ecuación

$$Q = W.C . \Delta t$$

o sea

$$Q_c = 40 \frac{\text{lb}}{\text{h}} \times 0.14 \frac{\text{BTU}}{\text{lb } ^\circ\text{F}} (1.500-80) ^\circ\text{F}$$

$$Q_c = 7.900 \text{ BTU/h} \times 13.5 \times 5.5 = 590.000 \text{ BTU/ciclo}$$

3.2.1.5 Calor perdido por la operación intermitente, Q_e .

Estas pérdidas se producen durante los períodos de parada o apagado del horno ya que en este lapso el calor almacenado en los refractarios durante el período de operación es gradualmente disipado principalmente por radiación y convección desde la superficie exterior. Como tendrá períodos largos y cortos de parada habrá pérdidas diferentes; los períodos largos se presentan los fines de semana en que se para la producción y el horno permanece apagado durante 36 horas y los períodos cortos se presentan cuando se para la producción para iniciarla al día siguiente, en este caso, el horno se apaga durante 10,5 horas o sea que se presentan dos clases de pérdidas de calor por acumulación en la mampostería.

- a. Pérdidas en operación intermitente en ciclo de 24 horas.
- b. Pérdidas totales por acumulación en ciclos de 168 horas.

a. Pérdidas en operación intermitente en ciclo de 24 horas.

Existe un método aproximado para calcular las pérdidas por acumulación de mampostería en los períodos cortos de parada cuando los refractorios tienen calor remanente antes de la nueva etapa de encendido, éste fué publicado por Bradley, Ernst y Paschkis en Transaction American Society of Mechanical Engineers, Febrero de 1946.

Para este cálculo es necesario conocer las pérdidas que se producen en estado estable.

Estas pérdidas se deben principalmente por la conductibilidad de los aislamientos, los cuales están constituídos por ladrillos refractarios de 4-1/2" x 2-1/2" x 9" con propiedades y características iguales a los NORTON Pennsylvania Firebrick cuya conductibilidad se establece en la figura 357 de Trinks, Tomo I, y de ladrillo refractario aislante de 2-1/2" x 2-1/2" x 9" correspondiente al Insulating Refractory Brick IR-20 del cual se toma referencia de la figura 86 de Trinks, Tomo I.

Procedemos entonces a determinar las temperaturas de la superficie interior para ver si es procedente calcular estas pérdidas en varios pasos debido a gradientes de temperatura o si es posible asumir una temperatura cons

tante en la superficie interior del horno con lo que se abreviaría notablemente el cálculo.

Con las temperaturas T_{cf} (Temperatura de la carga) obtenidas en la figura 4 buscamos las que aproximadamente tendrá un horno hermético que queme el mismo combustible, estos datos los sacamos de la Tabla 6 de Trinks, Tomo I, en la que entramos con los siguientes datos que son proporcionados por las características de trabajo y construcción del horno.

$T_g = 1800^{\circ}F$ (Temperatura del gas)

$R = 0,40$

$S = 1$ pié (espesor de la capa de gas sobre las piezas)

Interpolando convenientemente encontramos las siguientes temperaturas aproximadas de las superficies interiores de las paredes y que se resumen en el Cuadro No. 6.

CUADRO N°6

Temperatura de gas 1800° F	Temperatura de la carga	200	400	800	1200	1500
	Temperatura de la pared	1315	1347	1380	1495	1573

Revisando el Cuadro N°6 observamos que tenemos un cambio de temperatura en la pared entre la entrada y la salida del horno de 258°F, podríamos considerar una temperatura uniforme en la misma si el coeficiente de conductibilidad no se ve muy afectado por esta diferencia.

En la figura 81 de Trinks, Tomo I, encontramos que la conductibilidad de los refractarios desde 8,6 $\frac{\text{BTU}}{\text{pie h}^\circ\text{F}}$ a 9.2 $\frac{\text{BTU}}{\text{pie h}^\circ\text{F}}$ para temperaturas de 1315°F a 1573°F o sea entre ellos hay una diferencia de 0.6 $\frac{\text{BTU}}{\text{pie h}^\circ\text{F}}$ que no influye de manera importante en la ecuación de pérdidas de calor.

$$Q = W \frac{T}{\frac{S_1}{C_1} + \frac{S_2}{C_2} + \frac{1}{h_2}}$$

Por lo tanto es posible asumir que la superficie interior está a la temperatura promedio de 1.450°F y la pérdida de calor correspondiente a esta temperatura la obtenemos de la figura 86 de Trinks, Tomo I, y es igual a 490 BTU/pie² hora.

Si el area de los aislamientos es la promedial aritmética entre la superficie exterior é interior, tenemos

Superficie interior

$$\text{Paredes laterales } 1.2 \times 10 \times 2 = 24 \text{ piés }^2$$

$$\begin{array}{rcl}
 \text{Paredes frontales} & 1 \times 1,2 \times 2 & = 2.4 \text{ piés}^2 \\
 \text{Bóveda y fondo} & 1.2 \times 10 \times 2 & = \frac{24 \text{ piés}^2}{50.4 \text{ piés}^2}
 \end{array}$$

Superficie exterior

$$\begin{array}{rcl}
 \text{Paredes Laterales} & 1.7 \times 11.7 \times 2 & = 39.8 \\
 \text{Paredes Frontales} & 1.7 \times 1.7 \times 2 & = 5.8 \\
 \text{Bóveda y Fondo} & 1.7 \times 11.7 \times 2 & = \frac{39.8}{85.4}
 \end{array}$$

Promediando superficies

$$\frac{85.4}{2} + \frac{50.4}{2} = \frac{135.8}{2} = 67,9 \text{ piés}^2$$

Por lo tanto

$$Q \text{ estado estable} = 67,9 \text{ piés}^2 \times 490 \frac{\text{BTU}}{\text{pié}^2 \times \text{hora}}$$

$$Q \text{ estado estable} = 33.300 \text{ BTU/hora}$$

Continuando con el método antes indicado hay que hacer uso de la figura 91 de Trinks, Tomo I, donde se relacionan los siguientes parámetros

$$\text{Razón} = \frac{\text{Tiempo de operación}}{\text{Tiempo de operación} + \text{Tiempo de parada}} = \frac{13.5}{13.5+10.5} = 0.563$$

Las curvas inscritas en el gráfico representan

$$\frac{\text{Difusividad del material de pared} \times \text{duración del ciclo}}{(\text{Espesor de pared})^2}$$

donde

$$J = 0.0204 \frac{\text{piés}^2}{\text{hora}}$$

dato tomado de la página 130 de Trinks, Tomo I, Tabla 10 para Fireclay Brick.

$$\text{duración del ciclo} = 24 \text{ horas}$$

$$\text{espesor de la pared} = S = \frac{7}{12} \text{ piés}$$

luego

$$\frac{0.0204 \times 24 \times 144}{49} = 1.44$$

Ubicando los parámetros encontrados, en la figura 91 hallamos el valor de la ordenada que representa la siguiente razón.

$$0.73 = \frac{\text{Pérdidas por paredes del horno operando intermitentemente}}{\text{Pérdidas por paredes del horno operando continuamente}}$$

o sea que las pérdidas en operación intermitente son aproximadamente iguales a

$$Q_{ea} = 0.73 \text{ (Q estado estable x 24 horas)}$$

$$Q_{ea} = 0.73 \times 33.300 \times 24$$

$$Q_{ea} = 583.500 \text{ BTU/día}$$

o sea que la pérdida total en el ciclo de 168 horas es

$$Q_{ea} = 583.500 \frac{\text{BTU}}{\text{día}} \times 5.5 \times \frac{\text{día}}{\text{ciclo}}$$

$$Q_{ea} = 3'210.000 \text{ BTU/ ciclo}$$

Teniendo establecidas estas pérdidas podemos llegar a conocer el ciclo de trabajo diario del horno.

Sabemos que estas pérdidas son iguales a la suma de las pérdidas durante los períodos de estado estable y parada del horno, trabajando en función de aquellas podemos plantear una ecuación que nos indique qué porcentaje de las pérdidas encontradas corresponde a las del período de parada de 10.5 horas y así conocer la cantidad de calor que es necesario agregar diariamente al iniciar la operación del horno y consecuentemente el tiempo de calentamiento. Esta ecuación es

$$(13.5 \times 1 \times 34.300) + (10.5 \times 34.300 \times X) = 24 \times 0.73 \times 34.300$$

$$X = 0.381$$

Esto significa que el 38,1% del calor almacenado en los refractarios es disipado desde la pared fría por consiguiente ésto nos indica que sólo el 38,1% del calor requerido para llevar la temperatura de las paredes a la temperatura de trabajo desde la inicial de los alrededores, es necesario suministrar nuevamente a los aislamientos.

También ésto representa que el tiempo de calentamiento sea el 40% del indicado en la figura 92 de Trinks, Tomo I, para los refractarios y aislamientos, el mismo que puede ser estimado en una hora de acuerdo con las curvas referidas para 4-1/2" Firebrick Wall y 2-1/2" Refractory Insulating Brick Walls a una temperatura de horno de 1800°F y un régimen de calentamiento de 5.000 BTU/pié²h, valor de calentamiento óptimo según datos de la práctica de operación de hornos continuos.

Luego el régimen de trabajo del horno queda establecido de la siguiente manera

- 1 hora de calentamiento hasta la temperatura de régimen
- 13.5 horas de trabajo continuo en régimen estacionario
- 9.5 horas de parada cada 24 horas de trabajo

b. Pérdidas totales por acumulación en ciclos de 168 horas. Estas pérdidas se deben a que durante el fin de semana a consecuencia de la parada del horno durante 36 horas se produce el enfriamiento total de los aislamientos, por lo tanto una vez durante el ciclo habría que calentar el horno desde la temperatura ambiente.

Para realizar este cálculo nos valemos de la ecuación

$$Q = W_1 c_{m2} t_2 + W_2 C_{m2} t_2$$

Sabiendo que las paredes son compuestas por dos tipos de ladrillos refractarios, debemos conocer las temperaturas medias de las paredes lo que ha sido resumido en la figura N°5 y para lo cual se ha hecho uso de la figura 85 de Trinks, Tomo I, en la que se hallan ubicadas las temperaturas de las paredes interior y exterior de cada uno de los diferentes refractarios.

Utilizando la curva correspondiente a la pared mixta y con una temperatura interior de 1.450°F se obtiene una ordenada de 250°F correspondiente a la temperatura de la superficie exterior. Luego tomando la curva correspondiente solamente el ladrillo refractario de 4-1/2" y con temperatura interior hallamos la temperatura de la

interfase igual a 500°F graficando estos valores en la figura 5 contra los espesores de aislamientos hallamos las temperaturas promedios de los mismos que vienen a ser:

Firebrick	4-1/2"	975°F
I R - 20	2-1/2"	375°F

Para Q_{eb1} tenemos que

$$W = V \rho = 50.4 \text{ pié}^2 \times \frac{4.5}{12} \text{ piés} \times 125 \text{ lbs/pié}^3$$

Los valores de ρ y c son sacados de la Tabla 10 de Trinks Tomo I.

$$W = 2.360 \text{ lbs.}$$

Para Q_{eb2} tenemos que

$$W = 85.4 \text{ piés}^2 \times \frac{2.5}{12} \text{ piés} \times 35 \text{ lbs/pié}^3$$

$$W = 624 \text{ lbs.}$$

y

$$Q_{eb} = 2.360 \times 0.23 (975-80) + 624 \times 0.23 (375-80)$$

$$Q_{eb} = 2.360 \times 0.23 \times 895 + 624 \times 0.23 \times 295$$

$$Q_{eb} = 486.000 + 42.400$$

$$Q_{eb} = 528.400 \text{ BTU/ciclo}$$

Entonces el total de las pérdidas es

$$Q_e = Q_{ea} + Q_{eb}$$

$$Q_e = 3'210.000 + 528.400$$

$$Q_e = 3'738.400 \text{ BTU/ciclo}$$

3.3 SELECCION Y CONSUMO DE COMBUSTIBLE.

De los resultados de los cálculos caloríficos determinamos la ecuación de balance térmico y consumo de combustible.

Entrada

Por combustión de gas natural

Especificado en la fig. 114 de Trinks, Tomo I, 993 q $\frac{\text{BTU}}{\text{ciclo}}$

Salida

a. Caldeo del metal	4'610.000 BTU/ciclo
b. Pérdidas por los gases de escape	475 q $\frac{\text{BTU}}{\text{pié}^3}$
c. Pérdidas por aberturas	31.600 BTU/ciclo
d. Pérdidas por transportadores	590.000 BTU/ciclo
e. Pérdidas por intermitencia	3'738.400 BTU/ciclo

Entrada = Salida

$$993 q = 475 q + 4'610.000 \times 31.600 + 590.000 + 3'738.400$$

$$q (993 - 475) = 8'970.000$$

$$q = \frac{8'970.000}{518} = 17.400 \text{ pié}^3/\text{ciclo}$$

El combustible consumido en una hora de operación en el ciclo de 168 horas semanales que se trabaja durante 5,5 días a razón de 14.5 horas al día da un resultado de 79,8 horas por ciclo.

$$\frac{17.400 \text{ pié}^3/\text{ciclo}}{79.8 \text{ horas/ciclo}} = 218 \text{ pié}^3/\text{hora}$$

La eficiencia (N) del horno a la manera de E.E.U.U. es

$$N = \frac{4'610.000}{17'278.200} = 0,267$$

3.4 CALCULO DEL SISTEMA DE ELIMINACION DE GASES.

3.4.1 Bases para el cálculo. La forma como los gases de combustión, después que han entregado el calor útil para elevar la temperatura de la carga, son desalojados de la cámara del horno, es por medio

de tiro natural proporcionado por una chimenea metálica ubicada en la entrada del horno para dar a los gases un movimiento en sentido contrario al que viajan las piezas que se someten a tratamiento térmico. La altura de la chimenea está condicionada en este horno a dos variables principales:

- a. Desalojo de los gases de combustión fuera del recinto fabril.
- b. Proveer un tiro adecuado de modo que se puedan sacar los gases combustionados sin destruir la operación normal, o sea mantener una atmósfera limpia y una presión adecuada dentro de la cámara del horno de manera que la salida de los gases no interfiera con el proceso tecnológico.

La primera variable indica que la altura de la chimenea para el propósito anotado debe ser 20 piés y construída de láminas de hierro galvanizado con una sección de 4" x 12".

La altura y la sección de esta chimenea están en íntima relación con la segunda variable y nos induce a tener que proveerla de un amortiguador de tiro ya que siendo su altura considerable en relación con las demás medidas del horno y además debiendo mantener con mucho cuidado las

temperaturas y presiones del horno, sus condiciones podrían exceder a los requerimientos del proceso que se efectúa en la cámara del horno. En lo posterior trataré de encontrar por medio del cálculo las medidas de la abertura de la boca de la chimenea y las condiciones del amortiguador de tiro.

3.4.2 Generalidades. En el sistema de eliminación de gases es necesario observar el movimiento dentro de la chimenea, el tiro producido por éste y la presión dentro de la cámara del horno; en relación a ello hay dos reglas importantes que se deben seguir. Estas son:

- a. En el calentamiento de los metales la presión en la cámara del horno debe ser igual a la atmosférica o ligeramente superior, a todos los regímenes de calentamiento,
- b. Para el calentamiento de los materiales se necesita la más baja temperatura posible, pero para que haya circulación en la cámara de combustión es necesaria la temperatura más alta.

La razón por la que la presión en la cámara de calentamiento debe ser prácticamente igual a la atmosférica es obvia, ya que si fuera mucho más grande que la normal, las llamas y gases calientes salen por las aberturas, y si fuera menor que la normal, el aire frío sería arrastrado dentro de la -

cámara a través de las puertas y el material sería oxidado y escamado, además debe considerarse que la presión no es igual a diferentes niveles en la cámara cuando se trata de hornos de gran altura, pero en hornos pequeños, como el presente, se puede asumir que la presión es constante en sentido de la sección transversal de la cámara, ya que las diferencias de presión son mínimas. En estos casos la experiencia recomienda tener un exceso de presión de 2/100 de pulgada de agua.

3.4.3 Cálculo del amortiguador de tiro. Sabiendo de antemano que la presión dentro de la cámara debe ser de 2/100 de pulgada de agua, se debe buscar el área de estrangulamiento a la salida de la chimenea necesaria para eliminar la cantidad de gases producidos en la combustión, de tal suerte que no ocurran sobrepresiones o depresiones en la cámara. En este cálculo hay que equilibrar la presión del tiro y la de la cámara (2/100 de pulgada de agua) con las producidas por el estrangulamiento en el cambio de sección de la cámara a la chimenea, la fricción en la pared recta de la chimenea y la fricción por el estrangulamiento del amortiguador.

Las presiones antes mencionadas están determinadas por las siguientes ecuaciones.

Tiro por la densidad de los gases. Es producido por una chimenea de 20 piés de altura en la que circulan gases de una temperatura promedio de 1.738°F siendo las condiciones ambientales de 80°F y 29.92" de Hg. De la ecuación 31 (1)

$$\text{Tiro en pulgada de agua} = 0.255B \left(\frac{1}{T_c} - \frac{w_1}{T_h} \right) H$$

Tenemos que

$$B = 29.92" \text{ Hg. } T_c = 460 + 80 = 540^\circ\text{F}$$

$$w_1 = \frac{qg}{qa} \approx 1$$

Esto es suponiendo que la densidad de los gases de la combustión y del aire son iguales.

Reemplazando valores

$$\text{Tiro} = 0,255 \times 29,92 \left(\frac{1}{540} - \frac{1}{2198} \right)^{20} = 0.2118 \text{ pulgadas H}_2\text{O}$$

Pérdidas de Tiro por Fricción. Esta pérdida es causada por el paso de los gases calientes a lo largo de la chimenea de sección constante en donde tenemos que:

Area de la sección de la chimenea

$$A_2 = \frac{4 \times 12}{144} = 0.33 \text{ pié}^2$$

Velocidad del flujo en la chimenea

$$C_2 = \frac{94.1 \text{ piés}^3/\text{min.}}{0.33 \times 60 \text{ seg.} \times \text{pié}^2} = 4.72 \text{ piés/seg.}$$

Perímetro de la sección de la chimenea

$$B = \frac{(4 + 12)^2}{12} = 2.67 \text{ piés}$$

Longitud de la chimenea

$$L = 20 \text{ piés}$$

Estos valores podemos aplicarlos a la fórmula (2)

$$\frac{q_g}{q_a} \times \frac{119.1 \times f \times B \times L \times C^2}{A (T + 460)} \text{ en pulgadas de agua}$$

cuando el área está dada en pulgadas cuadradas el perímetro en pulgadas, la longitud en piés, y la velocidad en pié por segundo.

Debemos por lo tanto proceder a calcular el factor de fricción f por medio del diagrama de Moody para lo que es necesario conocer los siguientes parámetros.

Velocidad de flujo $C = 4.72 \text{ pié/seg.}$

$$\text{Diámetro equivalente } D = \frac{4 \cdot A}{B} = 4 \times \frac{0.33}{2.67} = 0.494 \text{ pié}$$

Viscosidad cinemática es la del aire de una densidad de 1.03 que está de acuerdo con la suposición anterior de suponer densidades de mezcla de gases y aires iguales por ser muy próximos $\nu = 0,00165 \text{ pié}^2/\text{seg.}$ (3).

Por lo tanto reemplazando en la ecuación el número de Reynolds

$$Re = \frac{4.72 \times 0.494}{0.00165} = 1.420$$

Con estos valores entramos a la figura 300 de Trinks y se obtiene un valor de fricción $f = 0,00013$

Por lo tanto la pérdida por fricción en las paredes de la chimenea es:

$$\frac{119,1 \times 1,3 \times 10^{-4} \times 2,67 \times 12 \times 20 \times 22,4}{144 \times 0,33 \times 2.198} =$$

Pérdida por fricción = 0,00212 pulgadas de agua.

Pérdida de presión por cambio de sección. Esta pérdida se produce por el estrangulamiento al flujo que existe en el cambio de sección de la chimenea y está dada por la fórmula (4)

$$\frac{q_g}{q_a} = \frac{0.184}{T + 460} C_2^2 \quad \text{pulgadas de agua}$$

donde: temperatura en el fondo de la chimenea $T = 1.750^{\circ}\text{F}$

$$\text{Velocidad del flujo } C_2^2 = 4,72^2$$

Reemplazando los valores, tenemos

$$\frac{0,184 \times 22,4}{2.210} = 0,00185 \text{ pulgadas de agua}$$

Pérdida de presión producida por el amortiguador de tiro.

Esta pérdida está determinada por la resistencia al flujo de los gases debido a la obstrucción del ducto por medio de dos láminas delgadas en la boca de la chimenea. La fórmula que nos da el valor de esta pérdida es (5)

$$\frac{q_g}{q_a} \times \frac{0,195 C_1^2}{T + 460} \text{ pulgadas de agua}$$

donde: temperatura en el tope de la chimenea $T = 1.725^{\circ}\text{F}$

Reemplazando este valor la fórmula anterior, tenemos

$$\frac{0,195 \times C_1^2}{2.185} = 0,0000894 C_1^2 \text{ pulgadas de agua}$$

Una vez encontradas las pérdidas y el tiro producido por la densidad de los gases, entonces se puede plantear la ecuación de equilibrio para hallar la velocidad del flujo en el amortiguador de tiro.

$$0,2118 + 0,02 = 0,00212 + 0,00185 + 0,0000894 C_1^2$$

$$0,228 = 0,00009 C_1^2$$

$$C_1^2 = 2,53 \times 10^3 \text{ por lo tanto } C_1 = 50,25 \text{ pié/seg.}$$

Una vez encontrada la velocidad en el amortiguador utilizando la ecuación de la continuidad procedemos a encontrar el área de la abertura del amortiguador de tiro de la que finalmente podremos encontrar el ancho sabiendo que el largo es de 12"

$$C_1 = \frac{Q}{A_1}$$

de donde

$$A_1 = \frac{94.1 \times 144}{60 \times 50.25}$$

$$A_1 = 12" \times \text{ancho de la abertura}$$

$$\text{Ancho de la abertura es} = \frac{A_1}{12}$$

$$\text{Ancho de la abertura} = \frac{94.1 \times 144}{12 \times 60 \times 50,25}$$

$$\text{Ancho de la abertura} = 0,378" = 3/8"$$

- (1) Trinks, Tomo I, pag. 367
- (2) Trinks, Tomo I, pag. 385
- (3) Trinks, Tomo I, pags. 299 y 371
- (4) Trinks, Tomo I, pag. 386
- (5) Trinks, Tomo I, pag. 386



3.5 CALCULOS DE INSTALACIONES AUXILIARES.

3.5.1 Generalidades. - Las instalaciones auxiliares en la operación del horno tienen que ver con los quemadores de combustible, ventilador de impulsión acoplado a mezcladores dosificadores de aire combustible y piscina de inmersión.

3.5.1.1 Quemadores. En la provisión de mecanismos de liberación de calor, es necesario hacer un estudio previo de la teoría de la combustión, de los tipos de quemadores existentes y la selección de los mismos.

a. Consideraciones generales. Según la teoría y la práctica de la combustión, ésta se produce si una molécula de C_1 o de H_2 se encuentra con una molécula de O_2 en condiciones de temperatura del orden aproximado a las temperaturas de ignición, llegando a una reacción casi instantánea.

Si el combustible fuese CH_4 entonces la molécula de oxígeno se combina con sólo una parte de la molécula de metano, por lo que la combustión no es completa y son necesarias varias moléculas de oxígeno para la combustión total, en este caso la reacción toma un tiempo en producirse de lo que se deriva que la velocidad con que se pro-

duzca la mezcla aire-combustible y de que ésta alcance la temperatura de ignición..

b. Mecanismos de liberación de calor. Existe una gran variedad de ellos y para el caso se los ha clasificado en razón de la forma como se efectúa la mezcla aire-combustible:

1. La mezcla de aire combustible se realiza dentro del horno (hornos regenerativos).
2. La mezcla se efectúa inmediatamente en la entrada del horno por medio de dos tuberías independientes (hornos de llamas luminosas).
3. La mezcla se lleva a cabo fuera del horno y es llevada por un solo tubo hasta donde se producirá la combustión.

De la clasificación anterior se ha escogido el último grupo, ya que representa para el caso de mayores ventajas, - son los denominados mezcladores proporcionados y dentro de los mismos se han establecido dos tipos de acuerdo con el fluido que gobierna el mecanismo de mezcla.

1. El aire maneja la formación de la mezcla de manera que el gas es arrastrado por la corriente de aire en un tubo Venturi, trabajan a baja presión de gas combustible razón por la que se denominan aspiradores de baja presión.

2. Al contrario de los anteriores, el gas a una determinada alta presión arrastra el aire atmosférico - para la mezcla que se combustiona dentro del horno, se trabaja con presiones elevadas de gas por lo que se denominan inyectoros de alta presión

En el equipo de liberación de calor se ha seleccionado finalmente un aspirador de baja presión ya que su instalación representa un costo más bajo y su operación es adaptable al trabajo automatizado.

c. Selección y capacidad de los quemadores. En el mecanismo de combustión escogido se utiliza la energía del flujo de aire para aspirar gas combustible que se ha puesto a presión atmosférica por medio de un regulador de presión con diafragma. El suministro de aire se hace a una presión de 0,2 pulgadas de agua en la parte estrecha del Venturi la presión es inferior a la atmosférica y el gas que está a la presión atmosférica fluye de la válvula al Venturi. Con una construcción adecuada del Venturi y del orificio para el paso del gas, se puede hacer que ambos cumplan la expresión

$$V = \sqrt{2gh}$$

en la que V es la velocidad de la corriente, g la aceleración de la velocidad y H el diferencial de presión que produce la circulación.

Una cantidad dada de aire aspirará cierta cantidad de gas, si se aumenta la cantidad de aire este aumento se manifiesta también en el volumen del gas.

Como la medición de las velocidades es notoriamente difícil, especialmente en un quemador que descarga dentro de un horno se acostumbra a medir en vez de ella, la caída de presión a través de ellos. La medición de estos valores tiene importancia ya que la velocidad de la mezcla debe observar valores mínimos para que no ocurran retrocesos de las llamas cuando la velocidad de propagación de éstas excede al valor de la velocidad del flujo de la mezcla.

Experimentalmente se ha llegado a establecer presiones de la mezcla aire-combustible para diferentes diseños de quemadores en el caso de mezcladores proporcionados de baja presión que trabajan con gas natural, la pre si ón mínima a la salida de las boquillas, como ya dijimos antes, debe ser 0,2" de H₂O.

Para la selección de los quemadores se hará uso de las tablas y diagramas hechos por constructores de los mis mos y que constan en las figuras 51 y 52 de Trinks, To mo II, y que han sido elaborados por MID CONTINENTAL METAL PRODUCTS CO.

De los cálculos anteriores en el balance de calor se obtuvo como consumo total: 19'162.800 BTU/168 horas de ciclo semanal de trabajo, luego en una hora de operación se quemará:

$$\frac{17'278.200 \text{ BTU/ciclo}}{5,5 \text{ días/ciclo} \times 14.5 \text{ horas/día}} \approx 240.000 \text{ BTU/hora}$$

Asumiendo que la efectividad del equipo de combustión sea del 50%, habrá que aumentar la cantidad de calor a liberar, por lo tanto ésta finalmente es
480.000 BTU/hora.

Haciendo que se disponga entre las paredes laterales del horno seis quemadores, entonces cada uno deberá liberar 80.000 BTU/hora teniendo dos mezcladores dosificadores centrales para abastecer a dos grupos de tres quemadores, entonces deben ser seleccionados de los gráficos antes mencionados dos aspiradores-dosificadores de 240.000 BTU/hora cada uno.

Con el valor de la presión de la mezcla 0,2" de agua, el valor calórico aproximado del combustible, (gas natural), de 1.000 BTU, 0,658 gravedad específica, capacidad del aspirador 240.000 BTU/hora en la figura 51 los valores anotados se cortan en un punto que ubica una presión de aire de 1,95 lbs. por pulgada cuadrada,

luego en el diagrama 52 hallamos el diámetro de la tubería que usará el aspirador.

Con los datos de: presión de gas 1,95 lbs. por pulgada cuadrada, capacidad del aspirador 240.000 BTU/hora, se encuentra que la tubería deberá de tener un diámetro de 3,5". Las medidas del Venturi también son proporcionadas por la misma figura, aunque resulta más importante las medidas de presión de aire y dimensión de la tubería para calcular el ventilador que es necesario proveer al equipo de combustión para que dé la cantidad de aire suficiente.

3.5.1.2 Cálculo del ventilador para aspirador. Para el cálculo

de la potencia necesaria para el ventilador de tiro forzado que impulsará el aire que maneja la formación de la mezcla con el combustible es imprescindible conocer primero el volumen que impulsará por las tuberías.

Del balance térmico se dedujo que el consumo de combustible es 215,5 piés³/hora, considerando como anteriormente se ha hecho, que el equipo sea 50% eficiente, entonces es menester quemar una cantidad doble de gas, o sea 431 piés³/hora.

A esta cantidad de gas natural habrá que sumar la requerida de aire para que se efectúe la combustión completa, este valor está determinado por el volumen que debe mezclarse con el gas natural, valor que se ubica en la página 152 Trinks, Tomo I, y es igual a 10,5 piés³ de aire/pié³ de gas que se quemen, por lo tanto el volumen total de aire y combustible que manejará el ventilador es:

$$431 \times 10,5 + 431 = 4.525,50 + 431 = 4.956,50.$$

Si consideramos en 14% el exceso de aire necesario para la combustión completa entonces tenemos que el flujo total de mezcla es

$$4.956,50 + 688,50 = 5.645 \text{ piés}^3 \text{ aire-gas/hora}$$

La cantidad de esta mezcla que pasa en un minuto por el dosificador es

$$\frac{5.645}{60} = 94.1 \text{ piés}^3 / \text{min.}$$

Además de la cantidad de mezcla aire-gas que pasa por el dosificador también es imprescindible saber el cabezal total contra el que habrá de forzar el flujo en su recorrido hasta las boquillas de combustión. Con los datos de la Figura 6, de la tubería se puede calcular la caída de presión a través de la misma.

Cálculo de caída de presión a través de la tubería. Primero veamos la velocidad del flujo aire-gas en los tubos de hierro galvanizado.

Para el tubo de 3.5", la velocidad del flujo de acuerdo con la ley de continuidad está dada por:

$$Q = 94.1 \text{ piés}^3/\text{min.} = A_1 \times V_1$$

de donde:

$$V_1 = \frac{94.1 \times 4 \times 144}{3.14 \times 3.5^2} = 23,5 \text{ piés/seg.}$$

Para el tubo de 2". la velocidad del flujo de acuerdo con la ley de la continuidad está dada por:

$$Q = 94.1 \text{ piés}^3/\text{min.} = A_2 \times V_2$$

de donde:

$$V_2 = \frac{94.1 \times 4 \times 144}{3.14 \times 2^2} = 72 \text{ piés/seg.}$$

Caída de presión en las tuberías principales debida a la resistencia al flujo que ofrecen los conductos rectos, para el cual se aplica la fórmula 80 de Spingler:

$$p = L \frac{pd}{d} f \text{ pulgadas de agua o piés de aire}$$

donde

$L_1 =$ longitud de tubería de 3,5" = 21 piés

$L_2 =$ longitud de tubería de 2" = 10 piés

Por lo que se puede asumir una tubería promedio de 3" de diámetro con una longitud de 31 piés.

$$p_d = \frac{v^2}{2g} \quad \text{en pié de aire}$$

donde

$$V_1 = 23,5 \text{ piés/seg.}; V_2 = 72 \text{ piés/seg}; V_{\text{prom.}} = 48,0 \text{ piés/seg.}$$

$$g = 32,2 \text{ piés/seg.}^2$$

de donde el cabezal de velocidad p_d es igual a:

$$p_d = \frac{48}{2 \times 32,2} = 35,8 \text{ piés de aire}$$

f igual factor de fricción, valor dependiente de varias variables que son necesarias de ubicar en el diagrama de Moody. El coeficiente de fricción para el caso se lo encuentra así:

Según el diagrama de Moody (1) el coeficiente está determinado en el diagrama por la intersección del valor numérico del coeficiente de Reynolds y las curvas típicas de la aspereza superficial de la tubería por donde viaja el fluido, de tal

manera se deberá encontrar primero el valor del número de Reynolds el cual es función de la velocidad, la viscosidad cinemática y el diámetro de la tubería, o sea:

$$R = \frac{CD}{\mu}$$

donde:

$C_{\text{prom.}}$ = velocidad promedio de las tubería en pié/seg.
y es igual a 43,8.

$D_{\text{prom.}}$ = 0,229 piés.

μ = viscosidad cinemática, valor que se ubica para el efecto de la figura 299 de Trinks Tomo I. Para temperatura 80°F y la curva correspondiente para aire el valor de es $1,7 \times 10^{-4}$ piés²/seg.

Luego reemplazando los valores encontrados en la ecuación del número de Reynolds tenemos

$$R = \frac{43,8 \times 0,229}{17 \times 10^{-5}} = 5,9 \times 10^4$$

Con este valor y el de $\frac{K}{D}$ (aspereza superficial) igual a 5×10^{-4} tomado de diagrama A-1, Pag. 257, Giles Fluid Mechanics and Hydraulics.

Encontramos en el diagrama de Moody un valor del coeficiente de fricción $f = 0,02$.

Por lo que la pérdida p en la tubería recta es:

$$p = \frac{31 \times 35,8 \times 0,024}{0,229} = 116,33 \text{ piés de aire}$$

Ahora se calcularán las resistencias debidas a las derivaciones y otros elementos de la tubería.

p_1 debida a seis cambios de sección o contracciones súbitas de:

$$\frac{D_1}{D_2} = \frac{3,5}{2} = 1,75$$

De la tabla 5 de Giles tenemos el valor de $K_c = 0,30$ por lo que la pérdida de presión es

$$p_1 = K_c \quad p_d$$

Reemplazando el valor de K_c y el de $p_d = 35,8$ piés de aire tenemos

$$p_1 = 6 \times 0,30 \times 0,358 = 64,4 \text{ piés de aire}$$

Resistencia por la desviación en dos ramales en forma de Y

$$p_2 = K_c \quad p_d$$

donde $K_c = 1$ (tomado de Pag. 179 de Reinhold, Ingeniería Metalúrgica)

Reemplazando valores de $K_c = 1$ y $p_d = 35,8$

$$P_2 = 1 \times 35,8 = 35,8 \text{ piés de aire}$$

Resistencia debida a doce codos de 90° de 2"

$$P_3 = K_c \quad p_d$$

donde $K_c = 0,60$ (tomado de la Tabla 4 de Giles)

Reemplazando los valores de $K_c = 0,60$ y $p_d = 35,8$ piés de aire.

$$P_3 = 0,60 \times 12 \times 35,8 = 257,5 \text{ piés de agua}$$

Cálculos de las pérdidas debidas a las toberas. Para encontrar este valor hay que utilizar la Tabla 4 de Giles donde el item No. 5 representa su valor de la siguiente manera:

$$\left(\frac{1}{C_v^2} - 1 \right) p_d$$

En la que C_v se localiza en el diagrama D de Giles para lo que es menester calcular el número de Reynolds a

la salida de la tobera. Suponiendo que la tobera termina
 ra con un orificio de media pulgada y que su diámetro ori
 ginal sea una pulgada entonces

$$\frac{d_2}{d_1} = 0,5 = \beta$$

Reynolds a la entrada de la tobera está dado por:

$$R = \frac{V_2 \cdot D_2}{\mu}$$

donde

$$D_2 = 1''$$

$$V_2 = \frac{94,1 \times 4 \times 144}{3,14 \times 1^2} = 17.300 \text{ piés/min. } 1/60 \text{ min/seg}$$

$$V_2 = 288 \text{ piés/seg.}$$

$$\mu = 17 \times 10^{-5}$$

Reemplazando los valores en la ecuación de Reynolds tenemos

$$R = \frac{288 \times 1}{17 \times 10^{-5}} = 1,41 \times 10^5$$

Con el valor de β y el de Reynolds = $1,41 \times 10^5$ del diagra
 ma D de Giles se obtiene que el coeficiente C_v es = 0,982 -
 luego la pérdida debida a las toberas es

$$\Delta P_y = \left(\frac{1}{0,982^2} - 1 \right) 35,8 = 0,039 \times 35,8 = 1,4 \times 6 = 8,38 \text{ piés de agua}$$

Por lo tanto $\Delta p_4 = 8,38$ piés de agua

Resistencias por estrechamiento de dos pulgadas a una pulgada en cada una de las toberas

$$p_5 = K_c p_d$$

donde K_c debe ser hallado de la Tabla 5 de Giles y para lo que es necesario la razón de diámetros

$$\frac{d_2}{d_1} = \frac{2}{1} = 2$$

Con este valor se encuentra en la Tabla 5 que $K = 0,37$ y por lo tanto

$$P_5 = 0,37 \times 35,8 \times 6 = 79,5 \text{ piés de agua}$$

La resistencia total ofrecida al flujo de la mezcla aire-gas es el sumatorio de las caídas de presión antes calculadas entonces

$$p = 116,3 + 64,4 + 35,8 + 257,5 + 8,4 + 79,5 = 561,9$$

A este cabezal de presión, contra el que debe actuar el impulso del ventilador, se debe agregar el cabezal que debe tener la corriente de gases tal como lo indica la

técnica de la combustión para el caso de los mezcladores dosificadores proporcionados con gas natural. Este cabezal debe ser 0,2" de agua.

Convirtiendo esta cifra en piés de aire

$$\frac{0,2 \text{ de agua}}{12 \text{ plg/pié}} \quad \frac{62,4 \text{ lbs. agua/piés}^3}{0,0723 \text{ piés}^3/\text{lbs. aire}} = 14,4 \text{ piés de aire}$$

$$\text{Luego } p_t = 561,9 + 14,4 = 576,3 \text{ piés de aire}$$

Con este valor se puede encontrar la potencia necesaria del ventilador por medio de la siguiente fórmula:

$$\text{HP} = \frac{Q \times p_t}{33.000}$$

donde

$$Q = \text{flujo de la mezcla} = 94.1$$

Considerando que el ventilador es mecánicamente eficiente en el 50%, entonces

$$Q = 94.1 \text{ piés}^3/\text{min} \times 0,0723 \text{ lbs/pié}^3 \times \frac{1}{0,5} = 13,6 \text{ lbs/min.}$$

finalmente la portencia del ventilador es

$$\text{HP} = \frac{13,6 \times 576,3}{33.000} = 0,238$$

y la potencia del motor eléctrico deberá ser de 1/3 HP.

(1) Hunsaker & Rightmire, Eng. Applications of Fluid Mechanics, Pag. 126

3.5.1.3 Piscina de Templado. Según se conoce, para poder endurecer satisfactoriamente un material es necesario poner una cantidad suficiente del medio de templado, frío, en contacto con su superficie. Además debe haber un movimiento relativo entre el medio enfriante y la pieza de trabajo, ésto ayuda a la transferencia de calor, por lo tanto se logrará este efecto moviendo uno de ellos o ambos. Tal movimiento evita que la pieza permanezca cubierta por una capa sobrecalentada del medio enfriante, dispersando los vapores que se han formado en los pasos iniciales del proceso de temple.

Los recipientes en los que se deposita el medio enfriante varían de unos cuantos litros de capacidad a grandes instalaciones con miles de litros de agua o aceite que se hace circular y se refrigera. Para las primeras instalaciones se llega al endurecimiento efectivo alimentando las piezas al tanque de enfriamiento y permitiéndoles caer dentro de una canasta, en cambio en las instalaciones grandes la extracción de las piezas del tanque de temple se realiza por procesos mecanizados.

El volumen de agua, (para este caso) de temple nece-

sario para un peso dado de acero puede calcularse siempre que se conozca la temperatura del medio enfriante, temperatura de endurecimiento del acero, peso del acero y elevación permisible de temperatura del medio enfriante. Para el caso actual los valores se presentan así:

W = peso del acero en libras

C_s = calor específico del acero

T_h = temperatura de endurecimiento del acero en °F

T_g = Temperatura del acero cuando se retira del tanque de templado en °F

S = densidad del medio enfriante en libras/pié³

C_q = calor específico del medio enfriante en BTU/lb °F

ΔT_r = elevación permisible de temperatura del medio enfriante

V = volumen del medio enfriante requerido en piés³

Para el caso práctico que nos ocupa se puede perfectamente equilibrar el calor entregado por el acero con el calor absorbido por el medio enfriante, entonces

calor entregado por el acero

$$WC_s (T_h - T_g)$$

calor absorbido por el medio enfriante

$$VSC_q \Delta T_r$$

Siendo los calores iguales se tiene que

$$WC_s (T_h - T_g) = V_s C_q \Delta T_r$$

de donde despejando el volumen

$$V = \frac{WC_s (T_h - T_g)}{S C_q \Delta T_r}$$

Para el caso:

$$W = 10 \text{ lbs. (4 piezas de 2,5 lbs. c/u)}$$

$$C_s = 0,12 \text{ BTU/lb } ^\circ\text{F}$$

$$T_h = 1.500 \text{ } ^\circ\text{F}$$

$$T_g = 200 \text{ } ^\circ\text{F}$$

$$S = 62,4 \text{ lb./pié}^3$$

$$C_q = 1 \text{ BTU/lb. } ^\circ\text{F}$$

$$\Delta T_r = 20^\circ\text{F}$$

Por lo tanto:

$$V = \frac{10 \times 0,12 (1.500 - 200)}{62,4 \times 1 \times 5} = 5 \text{ piés}^3$$

3.6 CALCULO DE COSTOS DE CONSTRUCCION

Los rubros considerados para el cálculo de los costos de construcción del horno túnel continuo son:

Materiales y Mano de Obra

3.6.1. Materiales. Se los puede conseguir en el mercado local, y su cotización ha sido conseguida de diferentes establecimientos comerciales (Ver cuadro de la siguiente página.

3.6.2 Mano de Obra. Se la ha calculado utilizando como base la cotización de mecánicos de Primera Categoría en el mercado local (Ver página posterior).

TOTAL COSTOS DE MATERIALES

Cantidad	M a t e r i a l	Costo Unitario	Costo Parcial
12	Angulos L de 1/4" x 3" x 3" x 20'	800	9.600
4	Angulos L de 3/16" x 2" x 2" x 20'	340	1.360
2	Varillas de hierro negro de 5/8" Ø	320	640
10	Tuercas de hierro de 5/8"	7	70
430	Ladrillos refractarios A.P.GREEN 4-1/2" x 2-1/2" x 9"	85	36.550
190	Ladrillos A.P. GREEN	65	12.350
2	Planchas de hierro negro de 1/8" x 4' x 8'	1.250	2.500
4	Planchas de hierro negro de 1/16" x 4' x 8'	610	2.440
2	Angulos L de 1" x 1" x 1/8"	145	290
35'	Banda de malla metálica, ancho 2 m., ojo 4 cms.al.#5 acero	1.485	52.000
2	Tubos de 12" Ø x 15" largo	1.000	2.000
4	Bridas para tubos Ø 10" de 5/8" de espesor	3.000	12.000
2	Ejes para tubos de 1-1/2" O/ x 22"	900	1.800
4	Chumaceras de 1-1/2" Ø	1.100	4.400
2	Poleas	600	1.200
2	Motoreductores	30.000	60.000
1	Ventilador	7.000	7.000
1	Regulador aire-gas	1.025	1.025
1	Tubo galvanizado de 2-1/2" Ø	1.200	1.200
6	Tees galvanizadas de 2-1/2" Ø	178	1.068
14	Codos de hierro galvanizado de 2-1/2"	120	1.680
			<hr/> 211.173
	10% Imprevistos.....		21.117
			<hr/> 232.290
	5% I. T. M.....		11.614
			<hr/> 243.904
	TOTAL COSTOS DE MATERIALES.....		<hr/> 243.904

C O S T O D E M A N O D E O B R A

O B R A	# de hombres	# de horas	Costo hombre/hora	Costo Parcial
Bases	3	24	120	8.640
Horno	2	32	120	7.680
Chimenea	2	24	120	5.760
Circuito aire de combustión	2	24	120	5.760
Piscina metálica	2	16	120	3.840
Tambores	1	32	120	3.840
Instalación de quemadores	1	16	120	1.920
Transportador	2	8	120	1.920
Acabados	1	16	120	1.920
TOTAL COSTO MANO DE OBRA				41.280

3.6.3 Costo Total: El costo total de la construcción del Horno Túnel Contínuo es igual a la su ma del costo de materiales más el costo de la mano de obra, por lo tanto:

Total Costo Materiales	243,904
Total Costo Mano de Obra	<u>41.280</u>
GRAN TOTAL	285.184

3.7 ESPECIFICACION DE LAS INSTALACIONES

Se refiere este artículo a indicaciones precisas que debe rán tenerse presente al momento de hacer la instalación y el montaje del equipo.

Además también se deben dar indicaciones de alternativas- sobre formas de operación para lograr mejores condiciones de trabajo.

En resúmen se puede decir que estos factores están rela- cionados con:

- a.- Fundaciones.
- b.- Conexiones eléctricas
- c.- Area de espacio necesario
- d.- Tipo de controles para:
 - d.1.- Presión de aire
 - d.2.- Temperatura de horno
 - d.3.- Presión de combustible
 - d.4.- Temperatura de baño de inmersión para temple.
- f.- Instalaciones auxiliares:
 - f.1.- Instalación de reservorio de combustible y capacidad.
 - f.2.- Especificaciones de seguridad.
 - f.3.- Sistema de operación (manual o automático).
 - f.4.- Sistema de enfriamiento del baño de inmersión.
 - f.5.- Sistema de manipuleo de la carga tratada.
 - f.6.- Laboratorio de control de material procesado.

No se hacen comentarios adicionales de cada uno de estos factores ya que se manifiestan varias alternativas en cada caso que se trate, y no es práctico definir de una vez todas las especificaciones sin consultar los requerimientos y necesidades particulares.

C A P I T U L O 4

E N S A Y O S M E T A L U R G I C O S

En este capítulo, se desarrollarán experiencias de laboratorio, con el propósito de comparar los resultados con los datos proporcionados en los capítulos anteriores, en los - que ha habido necesidad de hacer ciertas asumpciones para efectuar cálculos caloríficos.

En primera instancia, se desea llegar a utilizar acero producido por Andec grado extraduro, que corresponde a las - mismas especificaciones de acero recomendado por el estudio de CENDES, o sea el acero SAE 1040, para lo cual se hace un estudio metalográfico que nos proporcione datos sobre la - matriz del metal, de la cual se partirá para hacer el tratamiento térmico de temple. Luego, se tratará de revisar las condiciones de veracidad de la asumpción hecha en la sección 3.1.2 sobre el tiempo de calentamiento de las piezas en el horno; el mismo que incluye el tiempo de transferencia de - calor y el tiempo de austenización o de homegenización.

Posteriormente se ensayará el acero SAE 1040 en el equipo Joming, para determinar la banda de templabilidad característica del acero y la respuesta del material al temple en el agua.

Finalmente, se hará control metalográfico de las estructuras resultantes del tratamiento térmico, por medio del microscopio logrando así verificar las características de la microestructura resultante, que proporciona las propiedades mecánicas finales.

4.1 ESTUDIO DEL MATERIAL

Este punto contiene la siguiente información:

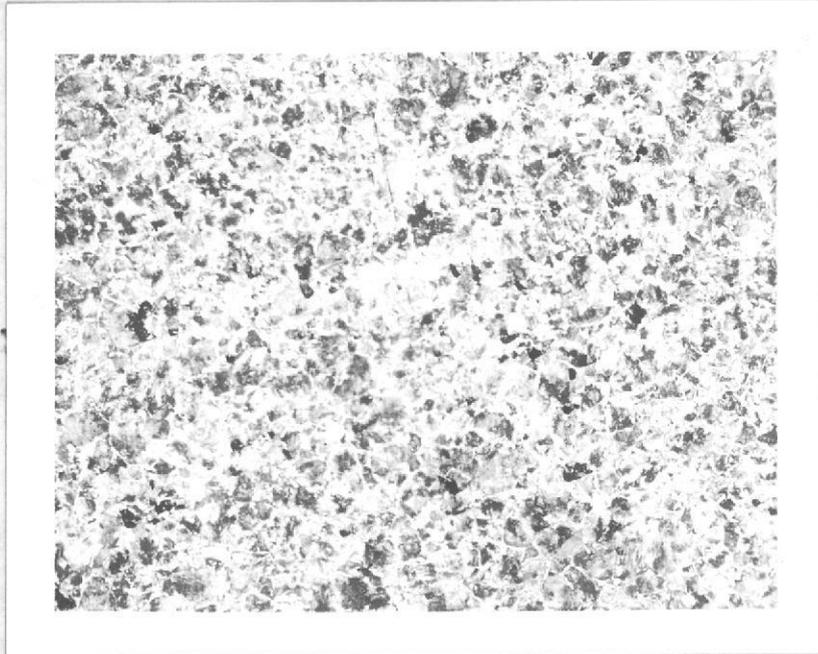
4.1.1 Estudio metalográfico del material realizado en el microscopio para definir la matriz del metal.



NITAL 3%

100 X

Observación de la sección longitudinal paralela a la dirección de la laminación donde se ven zonas blancas de FERRITA y colonias de PERLITA con inclusiones no metálicas.



NITAL 3%

100 X

Observación de la Sección transversal de la barra en la que se aprecian las fases de FERRITA (zonas blancas) y colonias de PERLITA (zonas oscuras). Por comparación con el patrón de tamaño de grano ASTM se identifica con los números 7 y 8.

4.1.2 Composición química del acero Andec extraduro.

La composición química del acero Andec extraduro está detallada en la hoja siguiente.

4.1.3 Datos del ensayo de tracción proporcionados por el Laboratorio de Sólidos de la ESPOL.

Están detallados también en hoja subsiguiente.

**ANDEC**

DPTO CONTROL DE CALIDAD

TABLA VII**PRODUCTO TERMINADO**
CODIGO DE IDENTIFICACION DEL MATERIAL DENTRO DE NORMA

COLOR X CALIDAD



CALIDAD	GRADO	MARCAS EN LA BARRA	COLOR X CALIDAD EN EXTREMOS DEL PAQUETE	LONGITUD METROS	CERTIFICACION DEL PRODUCTO
ESTRUCTURAL	A - 36		ROSADO		TARJETA PESO CALIDAD, ANDEC
INTERMEDIO	A - 43		AMARILLO	6, 9, 12	IDEM
EXTRADURO	A - 62		ROJO	6, 9, 12	IDEM

CODIGO DE IDENTIFICACION DEL MATERIAL FUERA DE NORMA

COLOR X CALIDAD

COLOR FUERA DE NORMA



CALIDAD	GRADO	MARCAS EN LA BARRA	COLOR X CALIDAD A LO LARGO DEL PAQUETE	COLOR FUERA DE NORMA DE EXTREMO DEL PAQUETE	IDENTIDAD MATERIAL FUERA DE NORMA
ESTRUCTURAL	A - 36		ROSADO	BLANCO	TARJETAS POR DEFECTOS DE MASA FISICOS MECANICOS U OTROS
INTERMEDIO	A - 43		AMARILLO	BLANCO	
EXTRADURO	A - 62		ROJO	BLANCO	

COMPOSICION QUIMICA MEDIA PRODUCTO TERMINADO

CALIDAD	GRADO INEN	GRADO NUMERO	COMPOSICION QUIMICA PROMEDIO: AISI SAE PARA ACEROS AL CARBONO.							
			AISI - SAE	% C	% Mn.	% P MAX	% S MAX	% Si	% Cr	% Ni
ESTRUCTURAL	A - 36	1020	0,18-0,23	0,30-0,50	0,040	0,050	0,10-0,20	—	—	—
		1048	0,44-0,52	1,10-1,40	0,040	0,050	0,15-0,30	—	—	—
INTERMEDIO	A - 43	1030	0,28-0,34	0,60-0,90	0,040	0,050	0,15-0,30	—	—	—
EXTRADURO	A - 62	1048 MODIF.	0,42-0,49	1,05-1,39	0,040	0,050	0,15-0,37	0,15	0,12	0,05
		1052	0,47-0,55	1,20-1,50	0,040	0,050	0,15-0,35	MAX	MAX	MAX.

NOTA: La composición química media para el producto terminado varía de acuerdo a especificaciones de tolerancia admisibles entre vendedor y comprador.

**ESCUELA SUPERIOR POLITECNICA DEL LITORAL**

Apartado: 5863 - Guayaquil - Ecuador.

Lab. Ensayo de Materiales

ENSAYO DE TENSION

Solicitud N°

Solicitado por:**Material:** Barra de acero corrugado de Ø 20 mm.**Temp. de ensayo:** Temperatura ambiente**Velocidad de ensayo:** 10 mm./minuto**Equipo usado:** INSTRON 1128**Fecha:** Agosto 7/80**Observaciones:****Norma:** INEN 102**Grado:** A-63**Resistencia a la tracción:** 63 Kg/mm.² mínimo**Límite de fluencia:** 42 Kg./mm² mínimo**Alargamiento:** 15% mínimo

Probeta No.	Diámetro de la muestra	Sección de la probeta	Longitud inicial	Longitud final	Límite de fluencia	Resistencia a la tracción	Resistencia a la rotura	Alargamiento	OBSERVACIONES
	mm	mm ²	mm	mm	kgf/mm ²	kgf/mm ²	kgf/cm ²	o/o	
3371	19.85	309.46	99.25	119.42	13,500	22,200	18,300	20,32	
					43.62	71.73	59.13		

**ASTM END QUENCH TEST
FOR HARDENABILITY
OF STEEL (A 255)**

PCN 12-102350-00

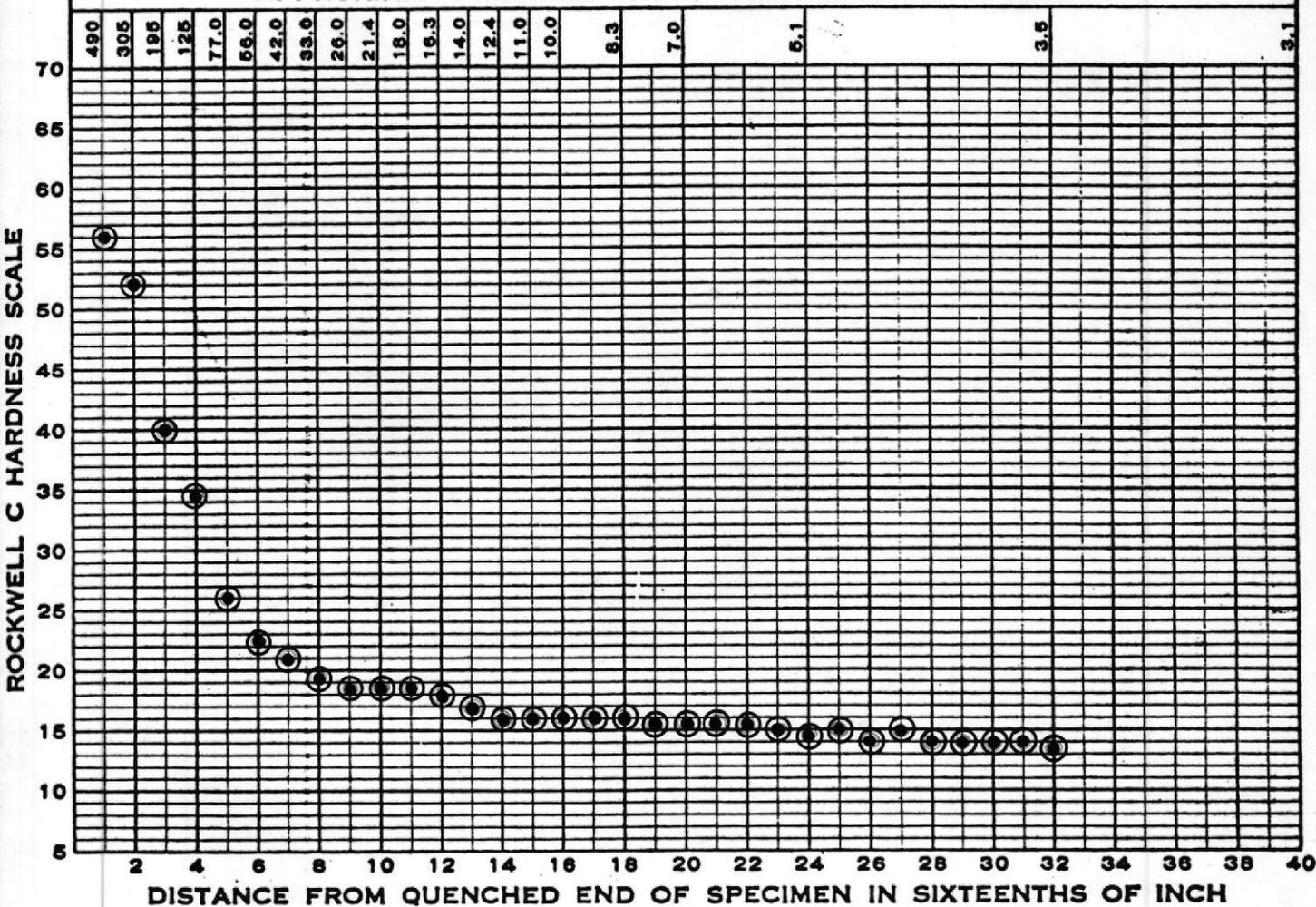
DATE _____
LABORATORY _____
TYPE SPECIMEN _____
TEST NO. _____

TYPE	HEAT NO.	GRAIN SIZE	C	Mn	P	S	Si	Ni	Cr	Mo		NORM. TEMP. °F.	QUENCH TEMP. °F.

REMARKS:

PROBETA N° 1

APPROXIMATE COOLING RATE, °F. PER SECOND AT 1300 F.



AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS
1916 RACE ST., PHILADELPHIA, PA. 19103

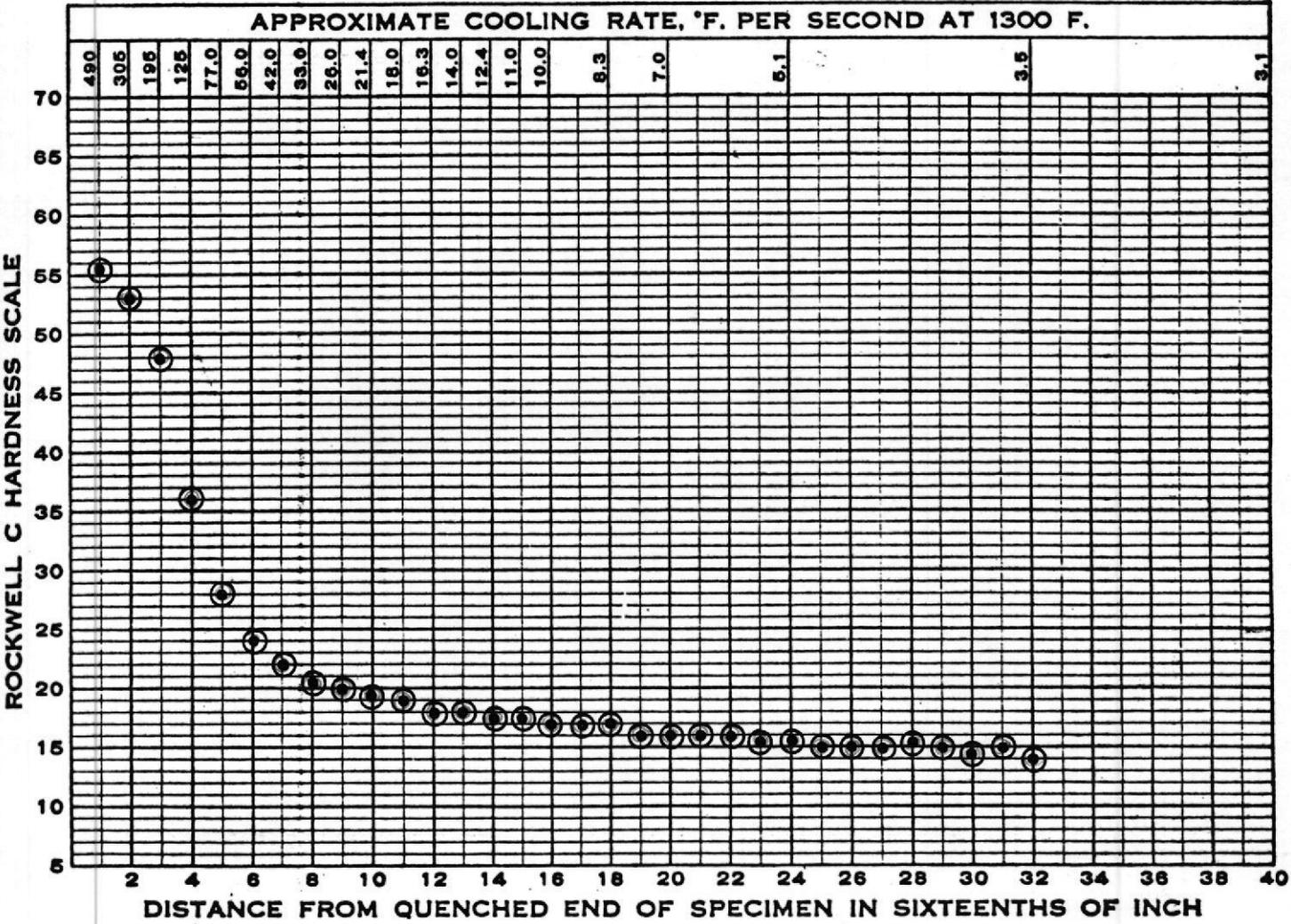
**ASTM END QUENCH TEST
FOR HARDENABILITY
OF STEEL (A 255)**

PCN 12-102550-00

DATE _____
LABORATORY _____
TYPE SPECIMEN _____
TEST NO. _____

TYPE	HEAT NO.	GRAIN SIZE	C	Mn	P	S	Si	Ni	Cr	Mo		NORM. TEMP. °F.	QUENCH TEMP. °F.

REMARKS: PROBETA N^o 2



**ASTM END QUENCH TEST
FOR HARDENABILITY
OF STEEL (A 255)**

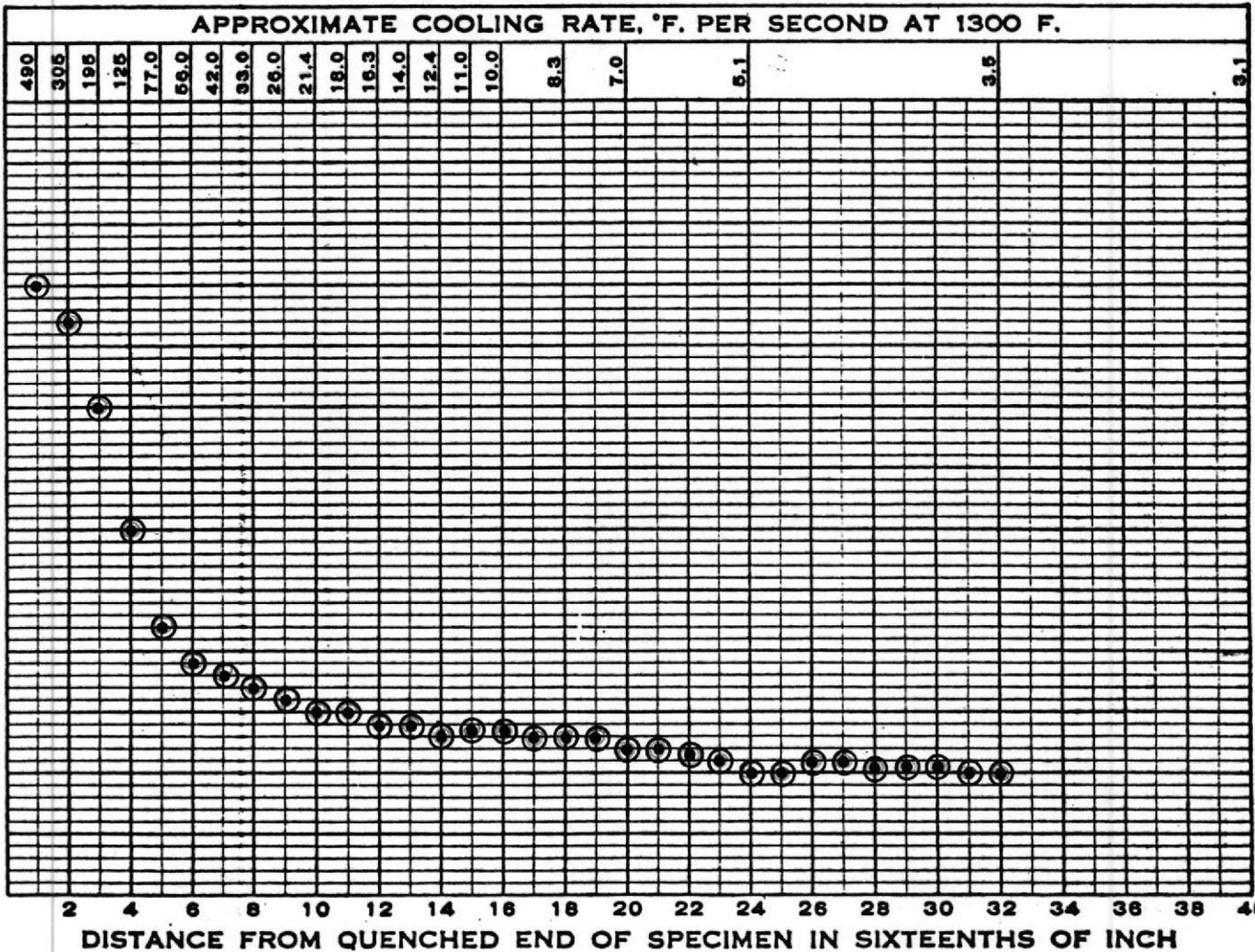
PCN 12-102550-00

DATE _____
LABORATORY _____
TYPE SPECIMEN _____
TEST NO. _____

TYPE	HEAT NO.	GRAIN SIZE	C	Mn	P	S	Si	Ni	Cr	Mo		NORM. TEMP. °F.	QUENCH TEMP. °F.

REMARKS:

PROBETA N^o 3



AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS
1916 RACE ST., PHILADELPHIA, PA. 19103

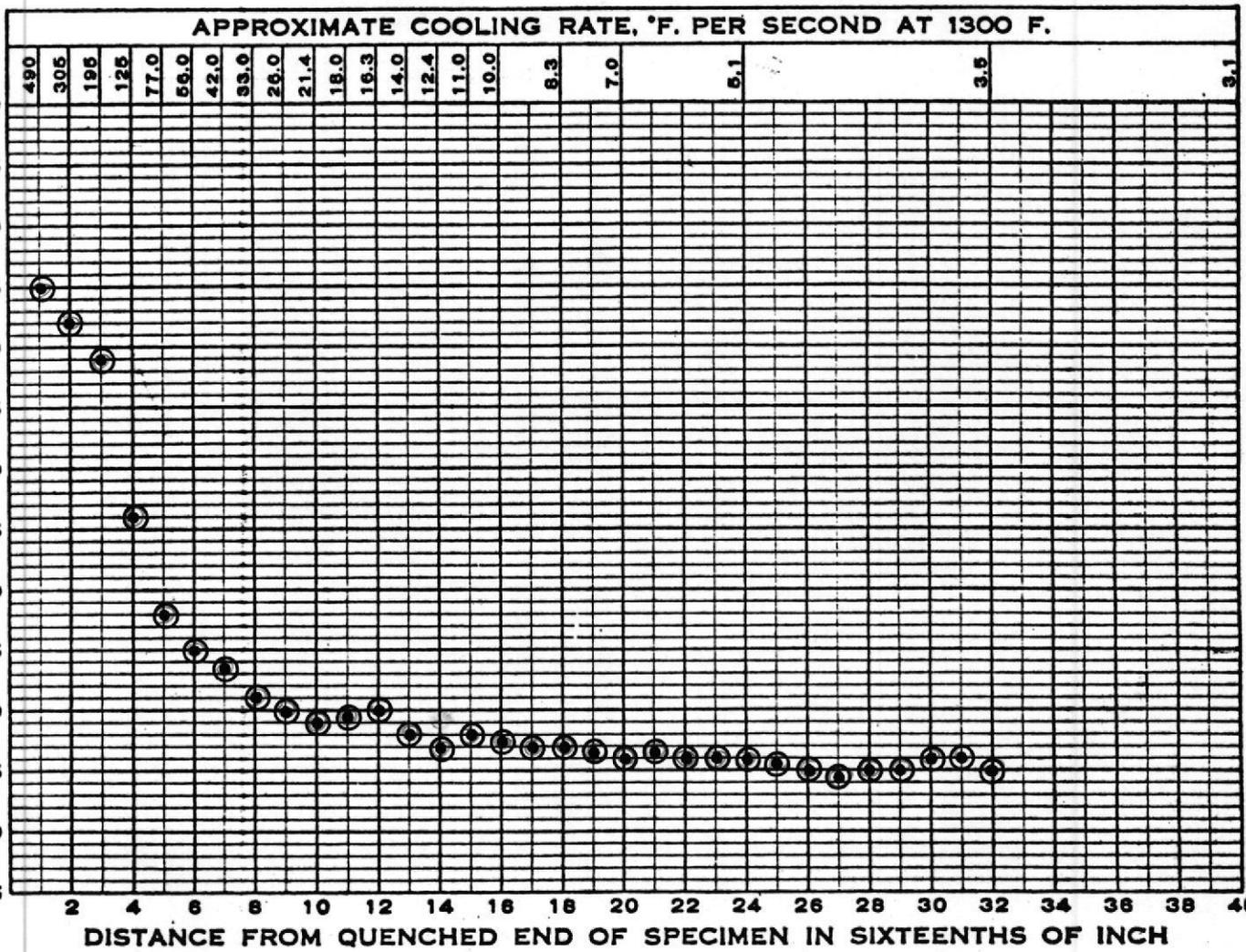
**ASTM END QUENCH TEST
FOR HARDENABILITY
OF STEEL (A 255)**

PCN 12-162358-00

DATE _____
LABORATORY _____
TYPE SPECIMEN _____
TEST NO. _____

TYPE	HEAT NO.	GRAIN SIZE	C	Mn	P	S	Si	Ni	Cr	Mo		NORM. TEMP. °F.	QUENCH TEMP. °F.

REMARKS: PROBETA N° 4



**ASTM END QUENCH TEST
FOR HARDENABILITY
OF STEEL (A 255)**

PCN 12-182598-08

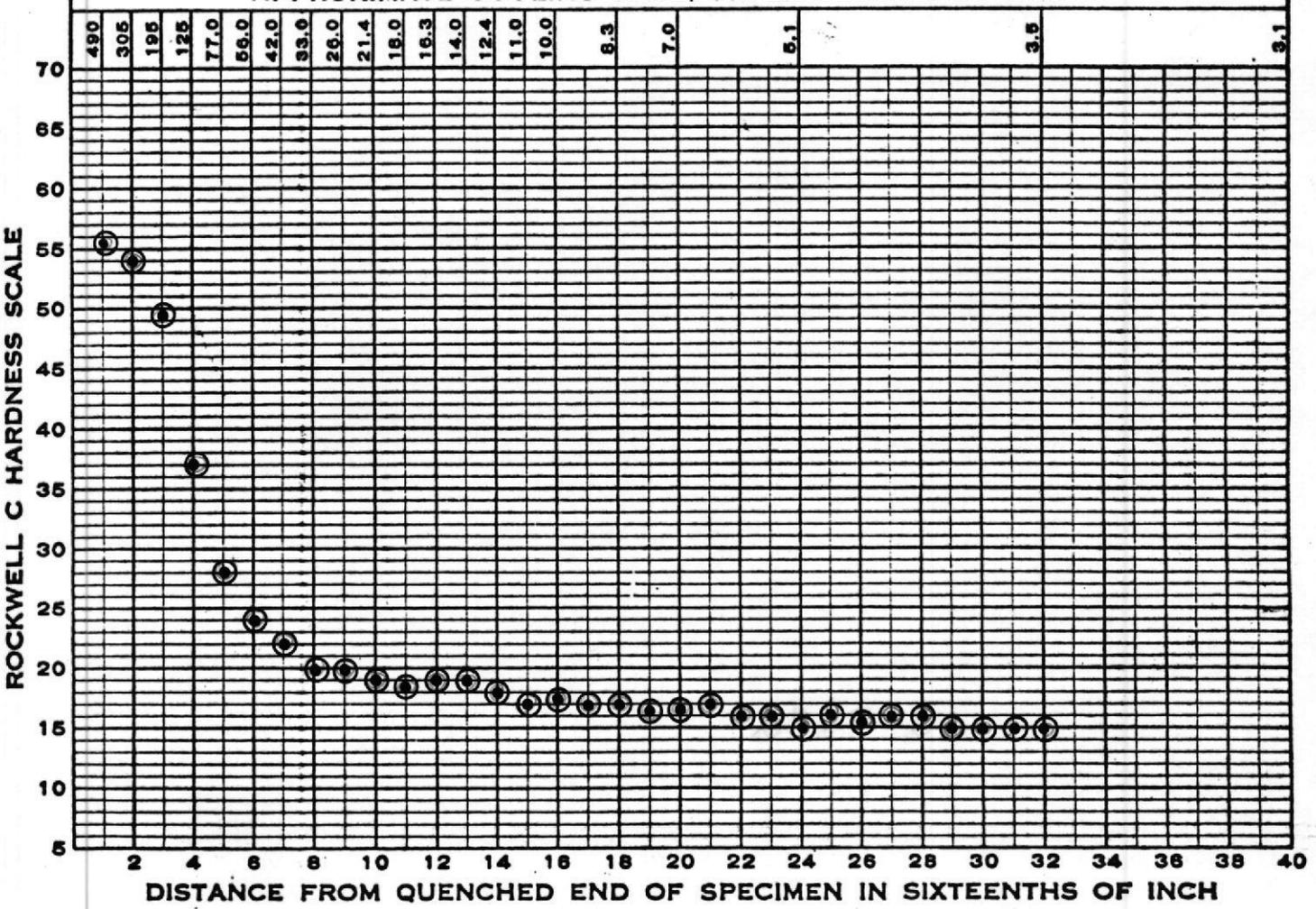
DATE _____
LABORATORY _____
TYPE SPECIMEN _____
TEST NO. _____

TYPE	HEAT NO.	GRAIN SIZE	C	Mn	P	S	Si	Ni	Cr	Mo		NORM. TEMP. °F.	QUENCH TEMP. °F.

REMARKS:

PROBETA N° 5

APPROXIMATE COOLING RATE, °F. PER SECOND AT 1300 F.



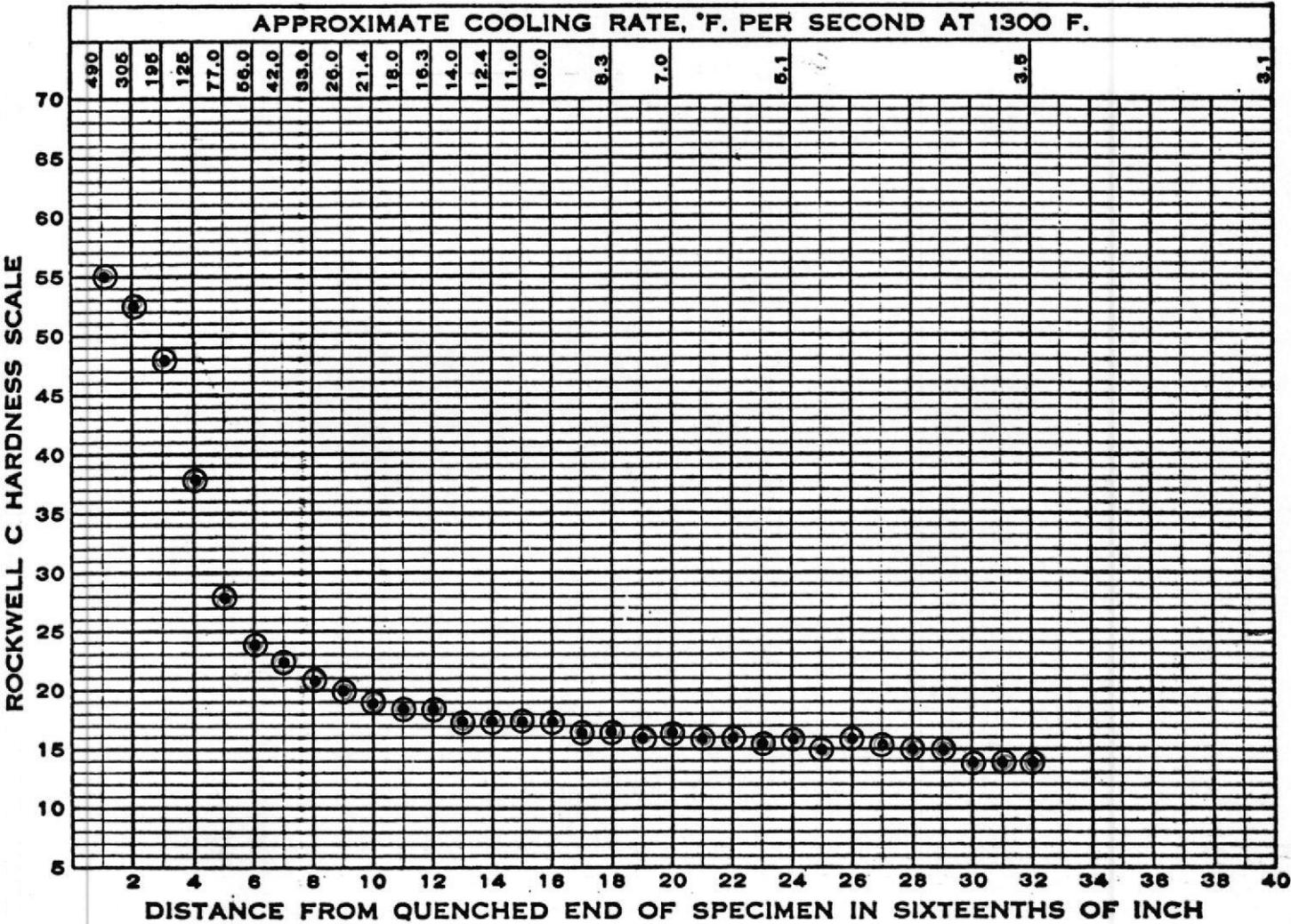
**ASTM END QUENCH TEST
FOR HARDENABILITY
OF STEEL (A 255)**

PCN 12-102550-05

DATE _____
LABORATORY _____
TYPE SPECIMEN _____
TEST NO. _____

TYPE	HEAT NO.	GRAIN SIZE	C	Mn	P	S	Si	Ni	Cr	Mo		NORM. TEMP. °F.	QUENCH TEMP. °F.

REMARKS: PROBETA N° 6



**ASTM END QUENCH TEST
FOR HARDENABILITY
OF STEEL (A 255)**

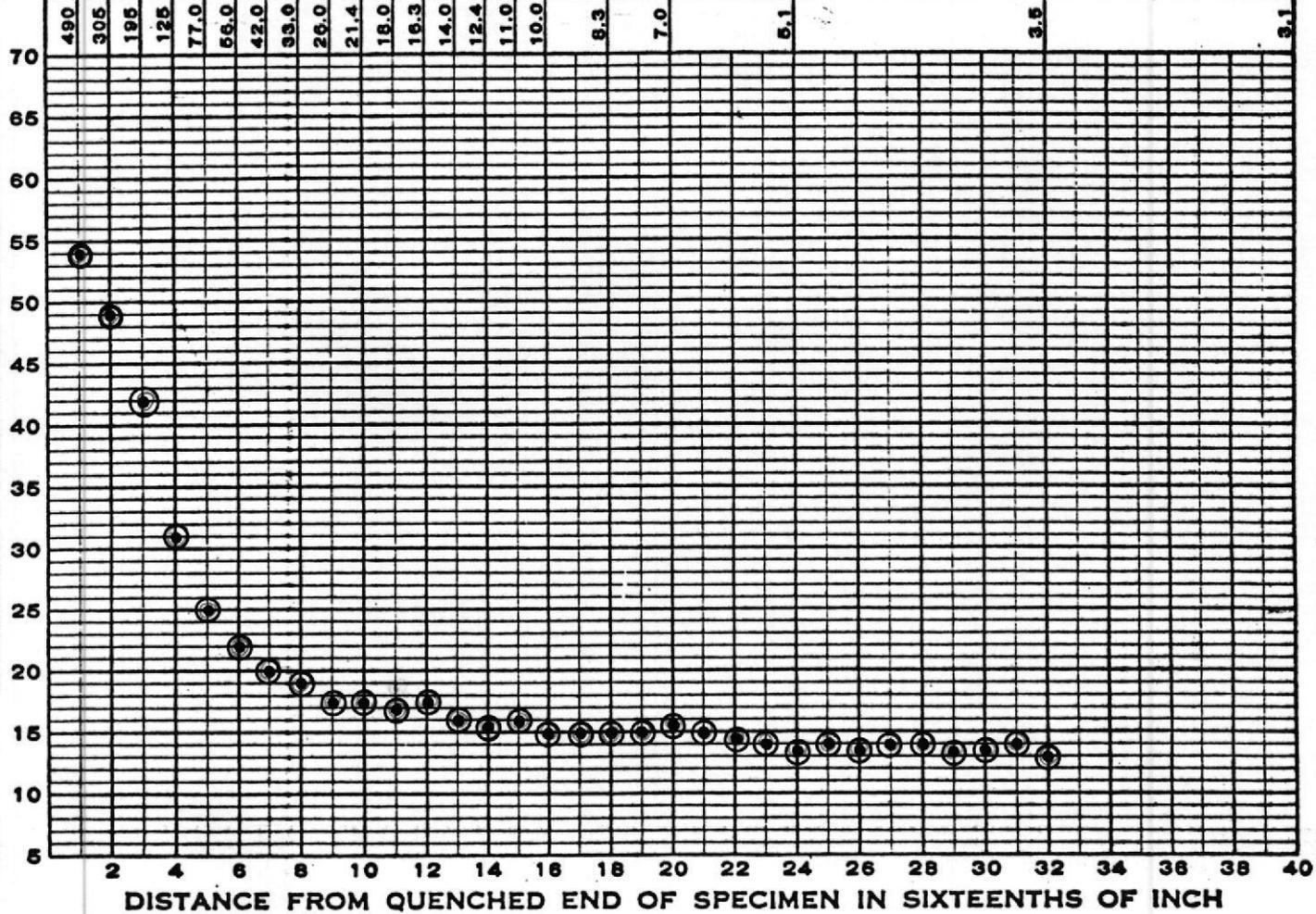
PCN 12-182550-00

DATE _____
LABORATORY _____
TYPE SPECIMEN _____
TEST NO. _____

TYPE	HEAT NO.	GRAIN SIZE	C	Mn	P	S	Si	Ni	Cr	Mo		NORM. TEMP. °F.	QUENCH TEMP. °F.

REMARKS: PROBETA N° 7

APPROXIMATE COOLING RATE, °F. PER SECOND AT 1300 F.



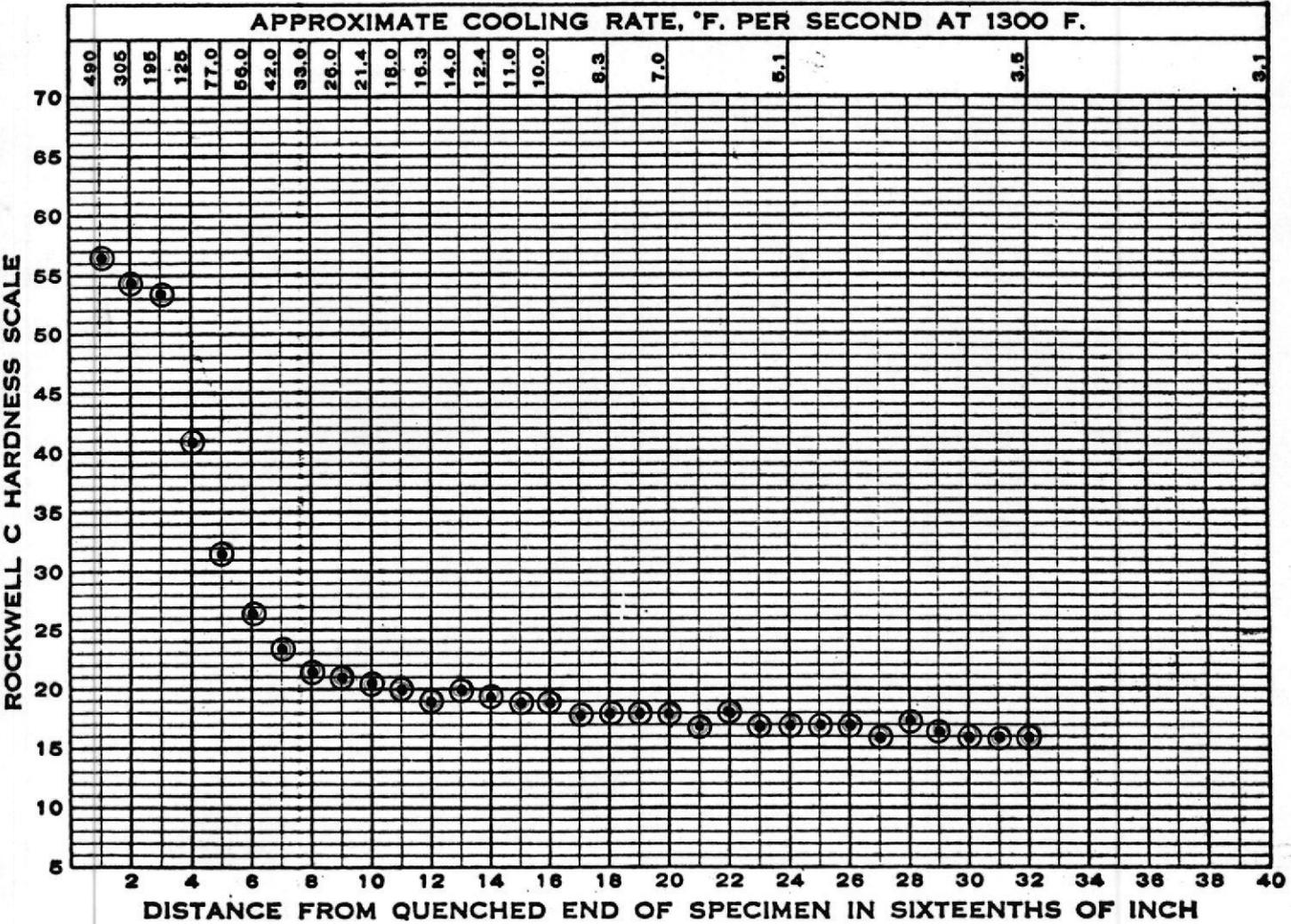
**ASTM END QUENCH TEST
FOR HARDENABILITY
OF STEEL (A 255)**

PCN 12-102550-08

DATE _____
LABORATORY _____
TYPE SPECIMEN _____
TEST NO. _____

TYPE	HEAT NO.	GRAIN SIZE	C	Mn	P	S	Si	Ni	Cr	Mo		NORM. TEMP. °F.	QUENCH TEMP. °F.

REMARKS: PROBETA N° 8



**ASTM END QUENCH TEST
FOR HARDENABILITY
OF STEEL (A 255)**

PCN 12-162550-00

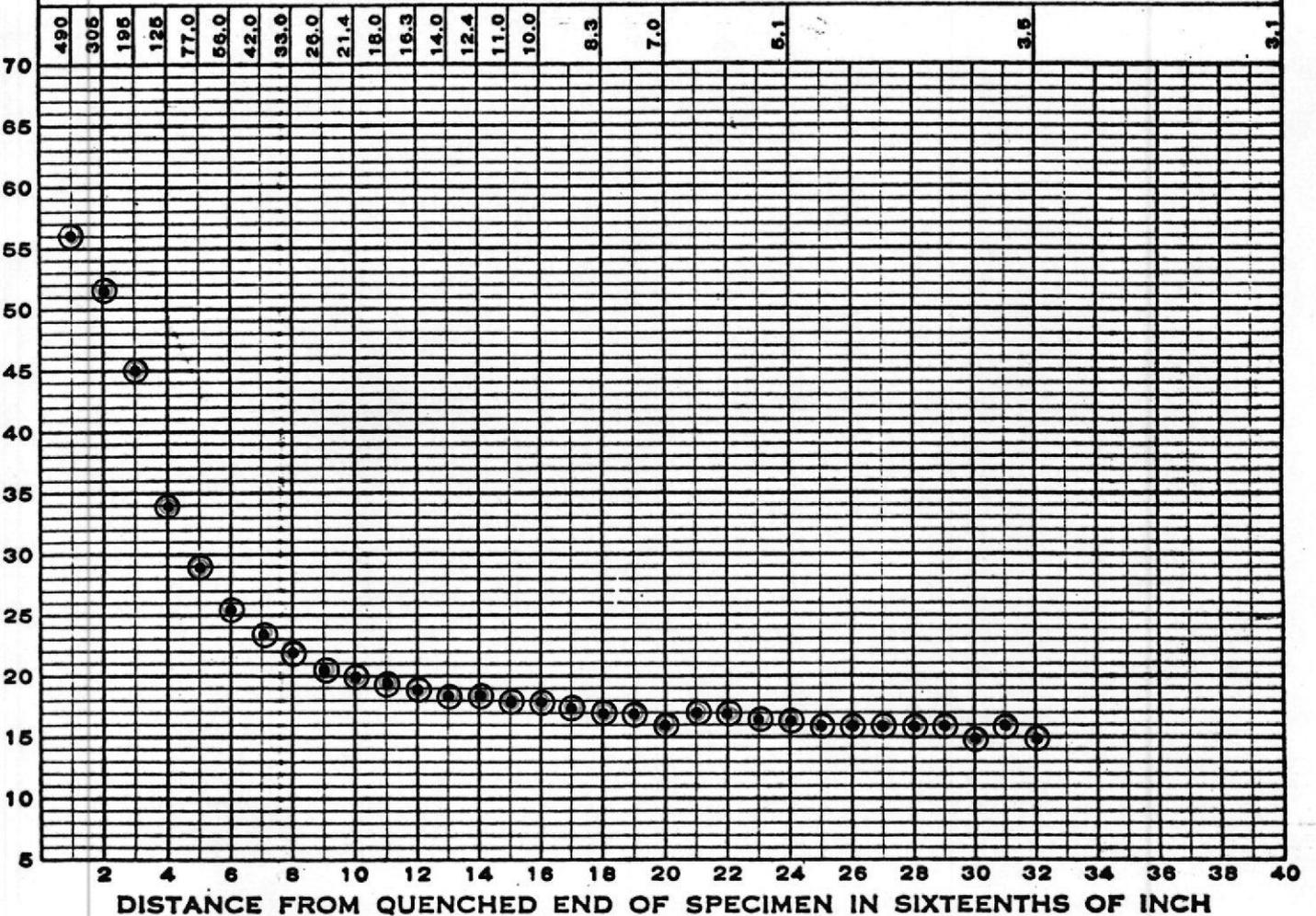
DATE _____
LABORATORY _____
TYPE SPECIMEN _____
TEST NO. _____

TYPE	HEAT NO.	GRAIN SIZE	C	Mn	P	S	Si	Ni	Cr	Mo	NORM. TEMP. °F.	QUENCH TEMP. °F.

REMARKS:

PROBETA N° 9

APPROXIMATE COOLING RATE, °F. PER SECOND AT 1300 F.



AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS
1916 RACE ST., PHILADELPHIA, PA. 19103

**ASTM END QUENCH TEST
FOR HARDENABILITY
OF STEEL (A 255)**

PCN 12-10250-00

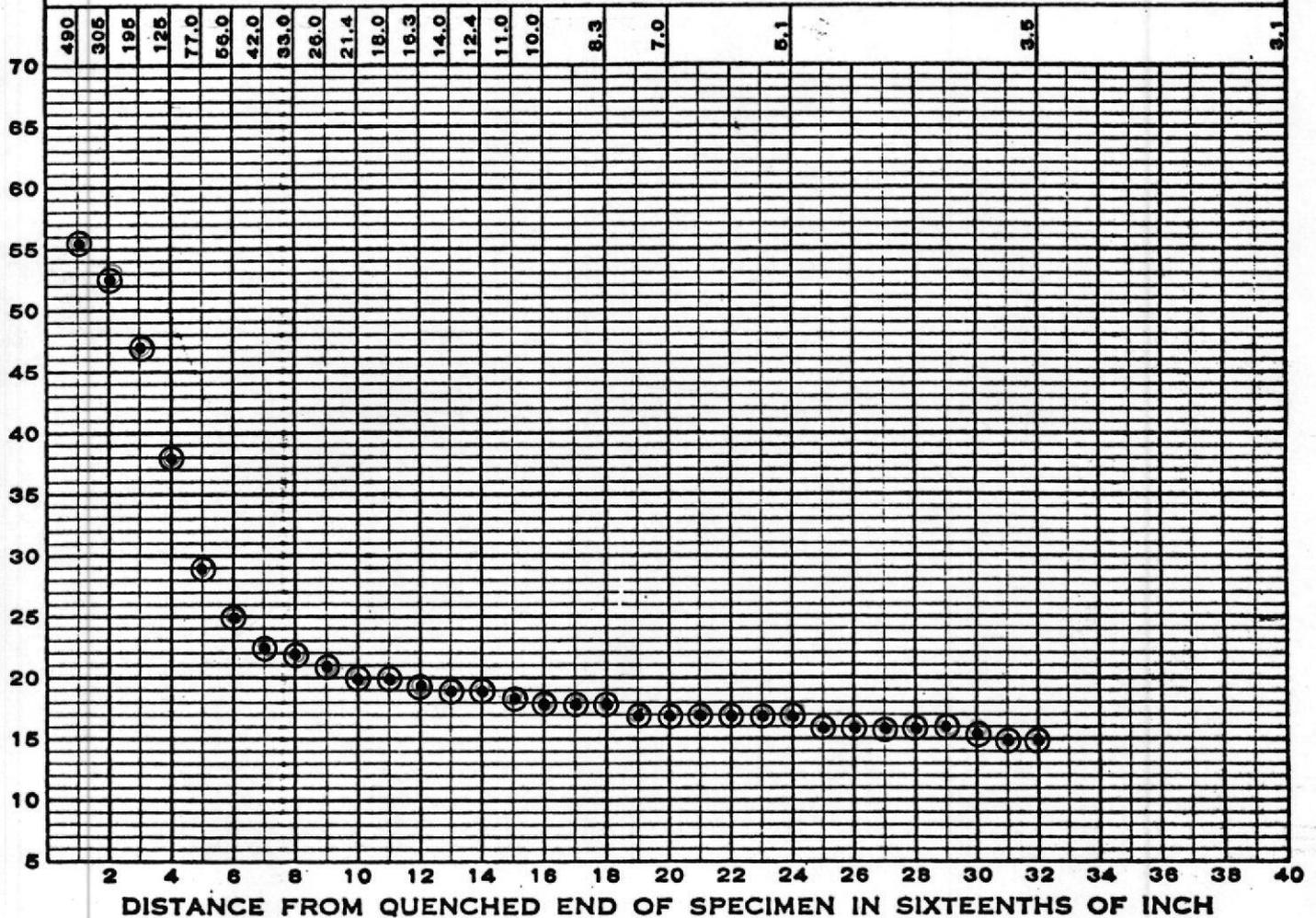
DATE _____
LABORATORY _____
TYPE SPECIMEN _____
TEST NO. _____

TYPE	HEAT NO.	GRAIN SIZE	C	Mn	P	S	Si	Ni	Cr	Mo		NORM. TEMP. °F.	QUENCH TEMP. °F.

REMARKS:

PROBETA N° 10

APPROXIMATE COOLING RATE, °F. PER SECOND AT 1300 F.



AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS
1716 RACE ST., PHILADELPHIA, PA. 19106

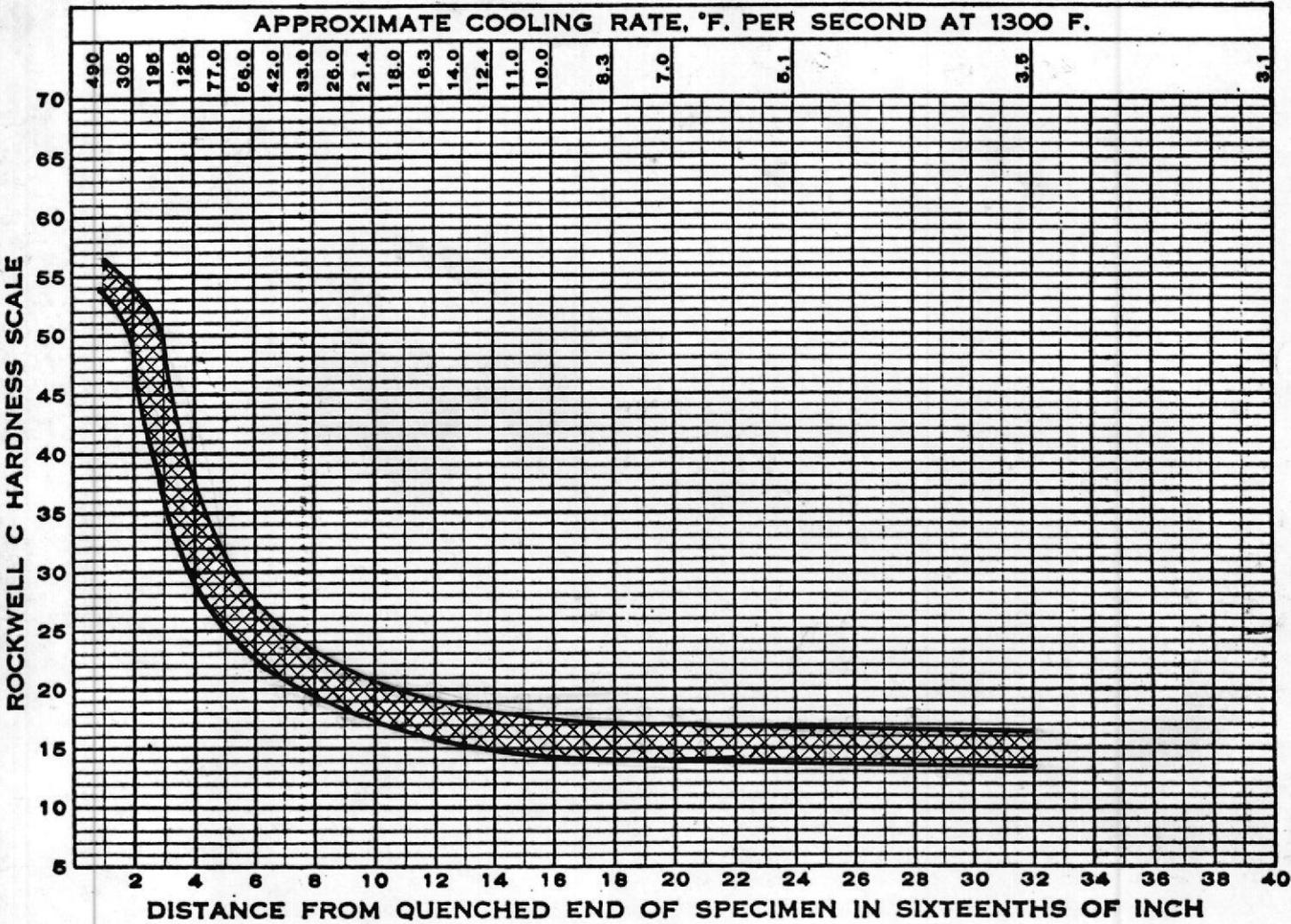
**ASTM END QUENCH TEST
FOR HARDENABILITY
OF STEEL (A 255)**

PCN 12-102550-00

DATE _____
LABORATORY _____
TYPE SPECIMEN _____
TEST NO. _____

TYPE	HEAT NO.	GRAIN SIZE	C	Mn	P	S	Si	Ni	Cr	Mo		NORM. TEMP. °F.	QUENCH TEMP. °F.

REMARKS: BANDA DE TEMPLABILIDAD DE LAS 10 PROBETAS ANTERIORES



4.2 ESTUDIO DEL TIEMPO DE AUSTENIZACION.

Se conoce con este nombre a la condición a la que deben someterse los aceros para que sean susceptibles de llegar a la condición de endurecimiento.

Como ya se ha explicado, la composición química a escala microscópica de los aceros no es homogénea, si sabemos que en la microestructura se observan granos de Ferrita y colonias de Perlita con proporciones definidas, de acuerdo con el porcentaje de Carbono que posea el material. Estas fases presentes y típicas, poseen diferente contenido de Carbono; la Ferrita posee como máximo 0.025% de Carbono; en cambio, la Perlita es una mezcla de Ferrita de la composición anterior y Cementita Laminar, con una composición cercana a 7.6% de Carbono.

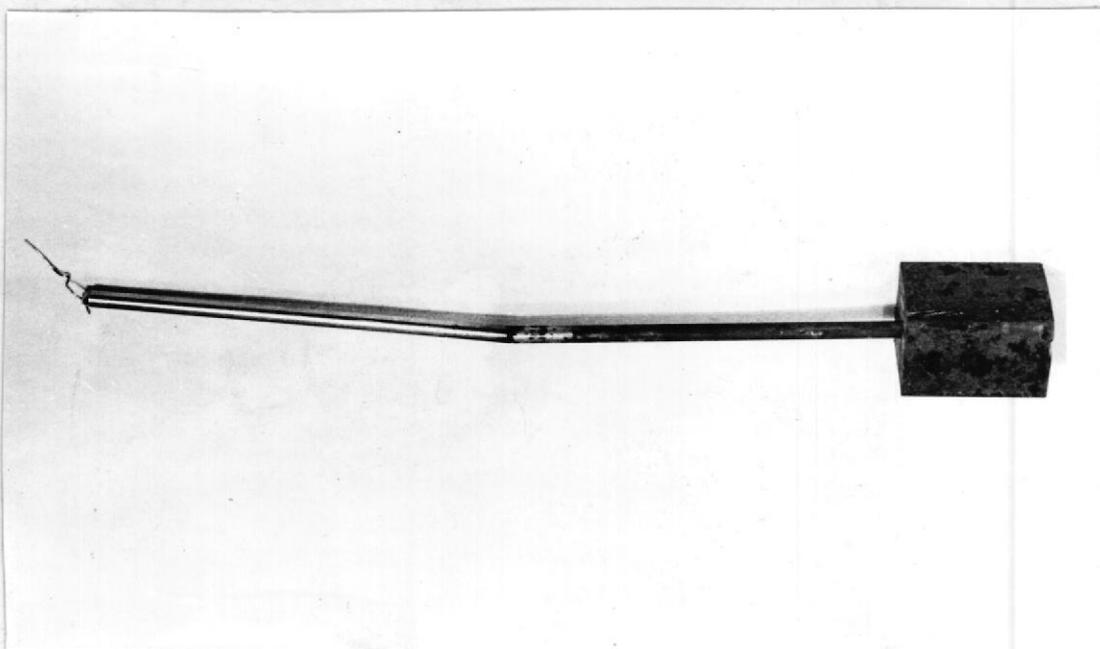
En el calentamiento, deberá transformarse estas fases en Austenita, que es la solución sólida de Carbono en Hierro.

Esto ocurre en un rango de temperaturas que van desde 723°C y se lleva a cabo por una reacción natural reversible de cambio de estructura cristalográfica, como el proceso de disolución de partes con alto contenido de Carbono que se lleva a cabo por proceso de difusión del Carbono en el Hierro. Es obvio que la reacción no es instantánea, tomo su tiempo.

Pero la asunción puede ser válida en razón de que el calentamiento es progresivo y las piezas son delgadas y, - mientras ocurre el calentamiento hay lugar a la difusión del Carbono en el nuevo Acomodamiento Atómico.

Lo que se pretende comprobar es si realmente ocurre la homogenización, o sea, la disolución del Carbono, y el material está apto para el temple que se ha fijado en los cálculos caloríficos.

4.2.1 Técnica operativa seguida en la experiencia. Para realizar esta experimentación se hizo una probeta de Acero ASSAB 760 con las siguientes medidas: 1-1/2" x 1-1/2" x 2", a la cual se le taladró un hueco de 5/16" en el centro de la cara cuadrada, - con una profundidad de 1". Es decir que el hueco llega hasta el centro geométrico de la probeta.



Los equipos y materiales usados fueron los siguientes:

- a. Un horno LINBERG, Modelo 41 - HC - 1088 - 18AM
- b. Un potenciómetro LEEDS AND NORTHRUP, Modelo 8690-2
- c. Termocupla Tipo E.



Debe anotarse además que se construyó un aditamento que permitiera introducir fácilmente la probeta en el horno y la dejara centrada directamente con el hueco del visor de la tapa del horno por donde se pudiera meter con facilidad la termocupla.

La operación realizada fué la siguiente: Se procedió a calentar el horno programándolo a 850°C mientras se calibraba el Potenciómetro siguiendo las indicaciones del manual; una vez que el horno alcanzó los 850°C se introdujo la termocupla en el area de la cámara del horno donde posteriormente estaría la probeta. Se comprobó que la temperatura en esta area era de solamente 834°C.

Una vez realizada esta operación se sacó la termocupla, se abrió el horno, se introdujo la probeta con el aditamento - especialmente construído, se cerró el horno y se introdujo la termocupla dentro del hueco de la probeta. Además, con tierra refractaria se procedió a sella el orificio del visor de la tapa del horno por donde se introdujo la termocupla.

Los resultados obtenidos fueron los siguientes:

25 minutos	813°C	1.495°F
26 minutos	815°C	1.499°F
27 minutos	817°C	1.503°F
28 minutos	818°C	1.505°F
29 minutos	819°C	1.506°F
30 minutos	820°C	1.508°F

4.3 ENSAYO JOMINY PARA MEDICION DE TEMPLABILIDAD.

Tiene por objeto determinar la capacidad de temple de un acero con distintas velocidades de enfriamiento, de donde se deduce la penetración del temple en el interior de la pieza que se desea temprar.

El ensayo se reduce a temprar una probeta cilíndrica bajo un chorro de agua en uno de sus extremos y luego medir la dureza a diferentes distancias de ese extremo.

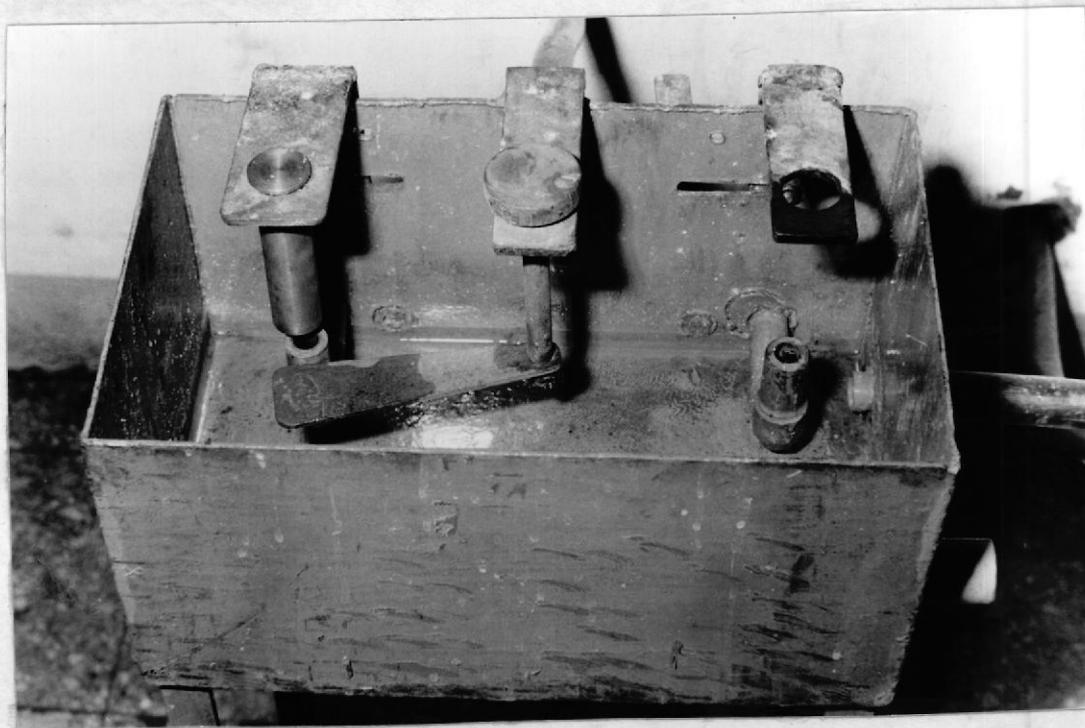
4.3.1 Condiciones de Realización del Ensayo. Las siguientes son las condiciones de realización del ensayo:

4.3.1.1 Probeta.



La probeta utilizada en el Ensayo Jominy es de 0/ 1" - y 4" de longitud con una pequeña ceja en uno de sus extremos para poder ser colocada en el dispositivo de temple, y ha sido mecanizada a partir de una barra de acero Andec extraduro de 32 mm.

4.3.1.2 Dispositivo de Temple.



Consta básicamente de un soporte en el que se coloca la probeta, de un surtidor de 1/2" Ø, colocado en la parte inferior y alimentado de la red de agua potable de la ciudad, y tiene 2 llaves: una para la regulación del chorro y la otra de accionamiento rápido que se encuentra más cercana al orificio de salida.

En su parte inferior tiene un desagüe convenientemente colocado para la rápida salida de agua. El soporte de la probeta tendrá que ser colocado a una altura tal que la separación entre el orificio del surtidor y el extremo inferior de la probeta sea de 1/2"

4.3.1.3 Horno.

(Ver fotografía en la sección 4.2.1)

Se utilizó uno de los hornos del Laboratorio de Metalurgia de la ESPOL en la sección de tratamientos térmicos, creando en su interior una atmósfera que evita la formación de cascarilla para lo cual se le adicionó cierta cantidad de carbón.

Este horno fué programado para trabajar a 850°C y la forma de su puerta permitía sacar rápidamente la probeta de su interior para ser colocada en el dispositivo de temple.

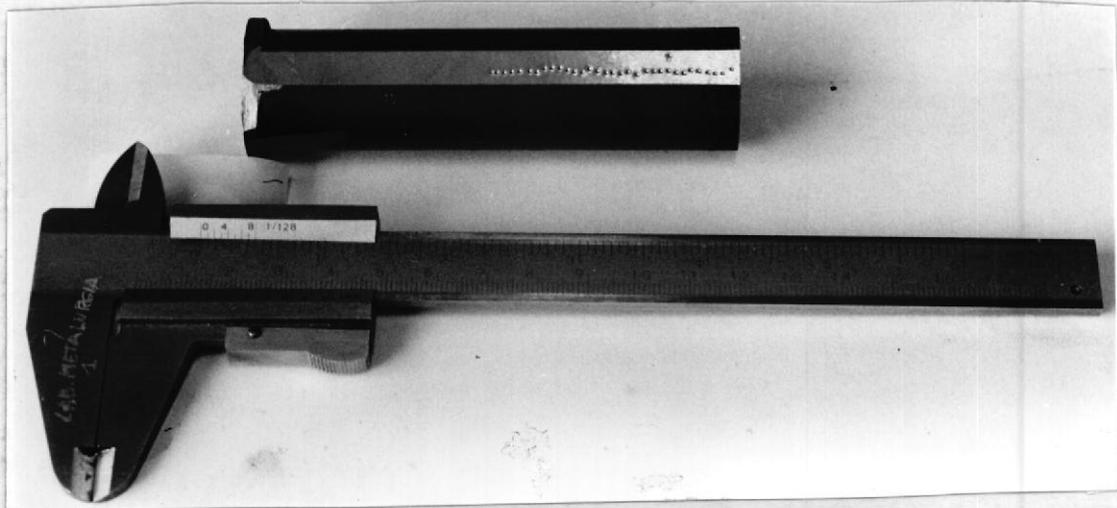
4.3.1.4 Aparato medidor de durezas.



Se utilizó el aparato de medir durezas Rockwell que hay en el Laboratorio de - Metalurgia de la ES-POL.

4.3.2 Práctica de la Prueba. La Probeta que previamente ha sido mecanizada se introdujo en el horno a 850°C habiendo permanecido en su interior durante aproximadamente 40 minutos, procediendo luego a ser sacada y colocada en el dispositivo de temple sin que hubiera transcurrido más de 5 segundos para realizar esta acción. El agua del surtidor tenía una temperatura de alrededor de 25°C y la probeta permaneció bajo este chorro durante 10 minutos procediéndose luego a introducirla en un recipiente con agua para evitar el revenido de la parte

templada por el calor del otro extremo, uqe no se encontraba del todo frío. Posteriormente, se procedió a rectificar a lo largo de dos generatrices opuestas, dos planos perfectamente paralelos a una profundidad de 1/64" sobre los cuales se hallará la dureza a partir de 1/16" de la cara templada.



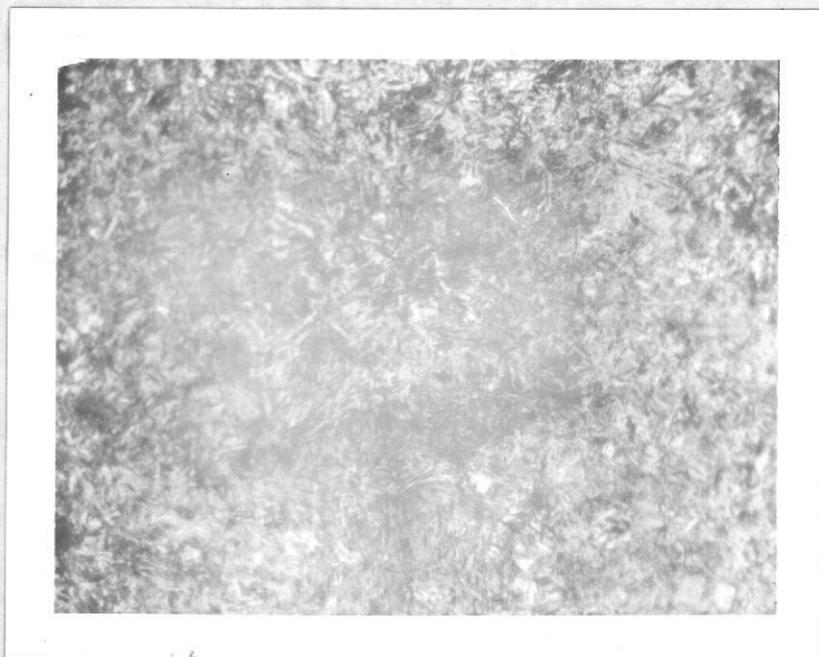
A continuación en un medidor de dureza Rockwell se procedió a tomar las durezas con intervalos de 1/16" hasta 2" (es decir, se tomaron 32 medidas de dureza), procediendo luego a graficarlas en un formato ASTM que para el efecto ha sido diseñado.

En las siguientes páginas encontraremos una serie de formatos en los cuales se hallan graficadas las curvas de las 10 probetas utilizadas para el Ensayo. Además encontramos también un gráfico con una curva que determina una banda de templabilidad. Debe aclararse que las condiciones en que se realizaron cada uno de los ensayos para las diferentes probetas fueron las mismas, de ahí que las curvas obtenidas son bastante similares.

4.4 CONTROL METALOGRAFICO DE MUESTRAS TEMPLADAS

A continuación se encuentran cuatro micrografías, las cuales han sido tomadas de la probeta No. 5 a las siguientes distancias: $1/16''$, $5/16''$, $1/2''$ y $1''$.

Se escogieron estos puntos por cuanto resultan ser importantes en lo que se refiere a la microestructura del material en dichas zonas.

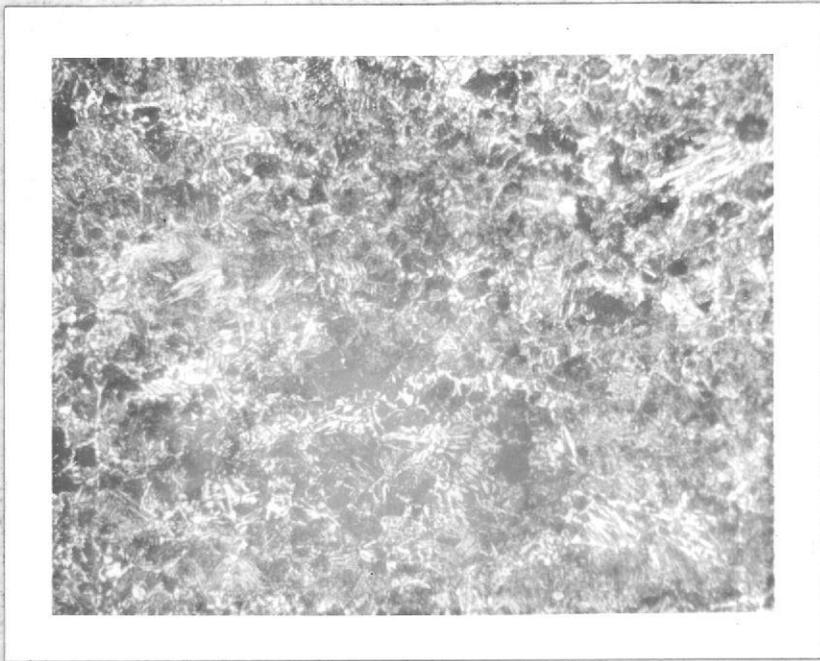


NITAL 3%

400 X

Observación de una zona de la barra Jominy a $1/16''$ del extremo templado, en la que se aprecia la microestructura de temple compuesta de Bainita inferior y Martensita.

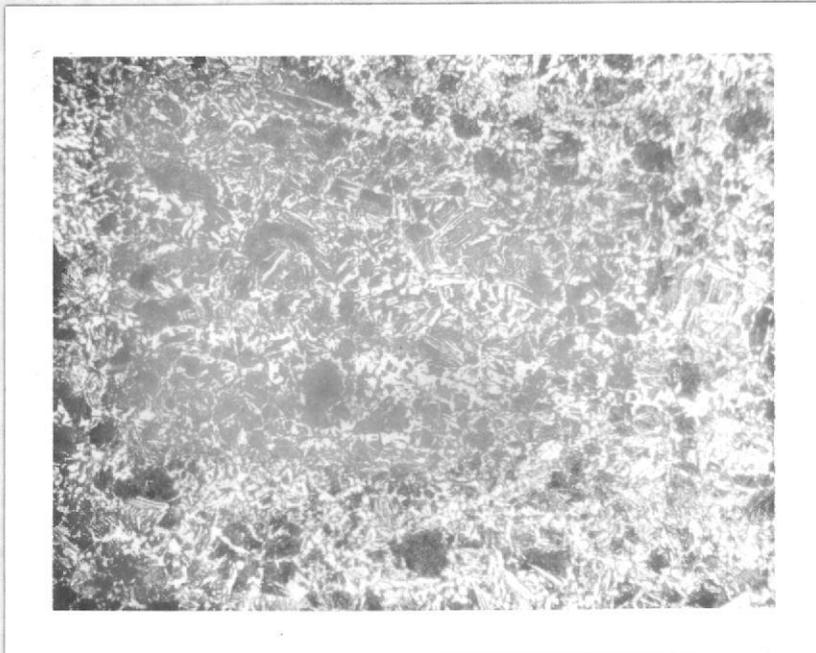




NITAL 3%

400 X

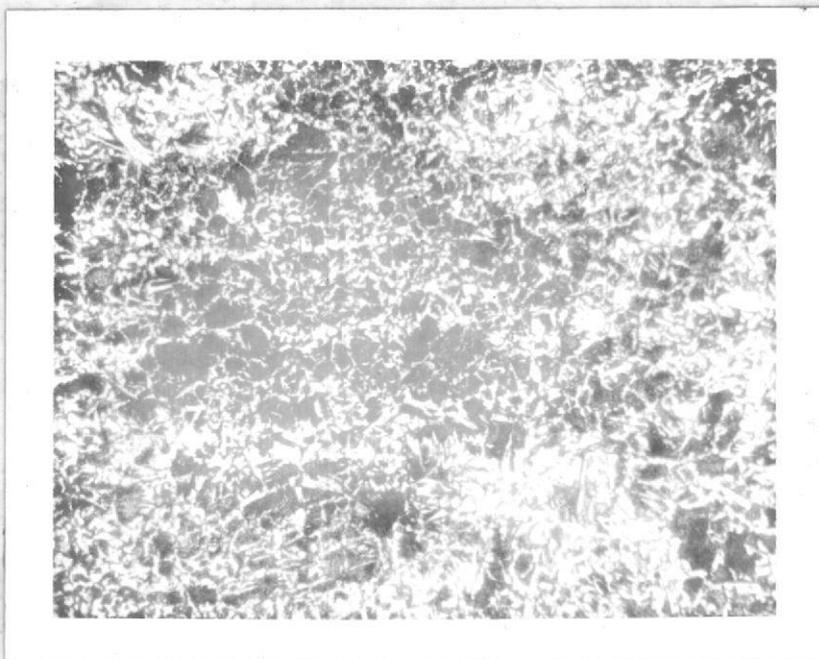
Observación de una zona de la barra Jominy a 5/16" del extremo templado en la que se ve com posición de Perlita fina y Ferrita.



NITAL 3%

400 X

Observación de una zona de la barra Jominy a 1/2" del extremo templado en la que se nota el cambio de microestructura con un aumento en la cantidad de Ferrita presente (zonas blancas).



NITAL 3%

400 X

Observación de una zona de la barra Jominy a 1" del extremo templado donde comienzan a aparecer zonas poligonales de granos de Ferrita. Esta microestructura se asemeja a la original procedente de la laminación.

Capítulo 5

DISCUSION DE LOS RESULTADOS

La discusión del presente trabajo va a estar enfocada hacia la parte concerniente en lo propuesto como base para los cálculos caloríficos y los resultados obtenidos por experiencias realizadas en laboratorio.

Para el efecto, en la parte 3.1.2 que se refiere a Régimen de Tratamiento Térmico se asumió que la diferencia de temperaturas entre la superficie y el núcleo de la pieza que tuviera una forma geométrica regular y de pequeñas dimensiones no es significativa, ésto se hace para incluir dentro del tiempo de transferencia de calor el tiempo de austenización y que de esta manera el material sea susceptible de modificar su microestructura durante el proceso de enfriamiento por inmersión en agua.

En la página 38 se llega a establecer, a través de la figura No. 4 el régimen de calentamiento que tendría la pieza expuesta en un ambiente que está a las siguientes temperaturas:

- a. Temperatura de los gases 1.800°F
- b. Temperatura del refractario 1.560°F
- c. Temperatura de la carga 1.500°F

las cuales se obtienen de los datos tabulados en el cuadro N° 5, para lo cual se utilizó un método de cálculo - propuesto por A.B. Newman.

Los datos encontrados experimentalmente en la parte 4.2 referentes a estudio del tiempo de austenización, demuestran con absoluta claridad que la carga alcanza un régimen de calentamiento superior al propuesto en los cálculos previos.

Esto significa que lo que se asumió, a pesar de no ser totalmente correcto, debe considerarse como valedero para todos los cálculos efectuados, y por lo tanto el material está apto para recibir el temple necesario para cumplir su función.

Los ensayos Jominy y Metalográficos han demostrado que es perfectamente factible hacer uso del acero Andec grado extraduro, ya que éste cumple los requisitos de composición Química y Templabilidad.

Si se analiza la banda de templabilidad obtenida en la parte 4.3, se deduce que del material se pueden obtener características de dureza y tenacidad que se requieren en las herramientas manuales, objeto del presente estudio.

Capítulo 6

CONCLUSIONES Y RECOMENDACIONES

Del análisis hecho anteriormente en la parte concerniente - tanto a teoría como experimentación, se puede concluir y recomendar lo siguiente:

- a. Es factible construir localmente el horno.
- b. El costo de construcción local sería más económico en comparación con hornos del mismo tipo cotizados del extranjero.
- c. El material que se recomienda utilizar (Acero Andec grado Extraduro) es de producción nacional.
- d. Combustible de futuro abastecimiento local.
- e. Desarrollo de Tecnología Nacional.

B I B L I O G R A F I A

- Herramientas Manuales Forjadas, CENDES, Quito 1970.
- Hornos Industriales, Nicolás P. Waganoff. 
- Manual del Ingeniero Mecánico, Marks.
- Industrial and Engineering Chemistry, A.B. Newman 1936.
- Industrial Furnaces, Tomos I y II, Trinks. 
- Transmisión de Calor, W. H. McAdams.
- Fluid Mechanics and Hidraulics, Giles.
- Engineering Applications of Fluid Mechanics, Hunsaker and Rightmire.
- A Hardenability Test for Carburizing Steel, W.E. Jominy and A.L. Boegehold, Publicación ASM, 1938.
- Introducción a la Metalurgia Física, Avner.