

INSTITUTO SUPERIOR MINERO METALÚRGICO

“Dr. ANTONIO NÚÑEZ JIMÉNEZ”

FACULTAD DE METALURGIA Y ELECTROMECAÁNICA

DEPARTAMENTO DE METALURGIA

**MODELADO PARA LA OPERACIÓN DE
INSTALACIONES RADIALES DE VACIADO
CONTINUO DE ACEROS DE SECCIÓN
CUADRADA**

**Tesis presentada en opción al grado científico de Doctor en
Ciencias Técnicas**

YUSDEL DÍAZ HERNÁNDEZ

Moa 2016

INSTITUTO SUPERIOR MINERO METALÚRGICO

“Dr. ANTONIO NÚÑEZ JIMÉNEZ”

FACULTAD DE METALURGIA Y ELECTROMECAÁNICA

DEPARTAMENTO DE METALURGIA

**MODELADO PARA LA OPERACIÓN DE
INSTALACIONES RADIALES DE VACIADO
CONTINUO DE ACEROS DE SECCIÓN
CUADRADA**

**Tesis presentada en opción al grado científico de Doctor en
Ciencias Técnicas**

Autor: Prof. Asis., Ing. Yusdel Díaz Hernández, M. Sc.

**Tutores: Prof. Tit., Ing. José Arzola Ruiz, Dr. C.
Prof. Tit., Lic. Alberto Antonio Fiol Zulueta, Dr. C.**

Moa 2016

DEDICATORIA

*“A mi madre y hermano, pues ambos son
ejemplos de constancia y sacrificio”*

AGRADECIMIENTOS

El autor de esta memoria escrita quisiera agradecer a todas las personas e instituciones que de una forma u otra contribuyeron a que esta investigación se realizara. En primer lugar a mis tutores Dr. José Arzola, Dr. Alberto Fiol y sus esposas Dra. Teresa Carrasco y Dra. Elsa Rodríguez por brindarme su amistad, conocimientos, tiempo y muchas veces hasta su casa.

Al colectivo de profesores de la Unidad Docente Metalúrgica por su constante apoyo y sabias consideraciones que reorientaron muchas veces el alcance de la investigación.

Al colectivo de profesores del Departamento de Metalurgia del Instituto Superior Minero Metalúrgico por acogerme como parte de su familia y allanar el camino de esta investigación.

A los tecnólogos de la UEB Acería de la Empresa Siderúrgica Antillana de Acero por "prestar" la Instalación Caso de Estudio y participar activamente en la experimentación.

A mi familia y amigos no les agradezco porque este resultado es también de ellos por ser incondicionales y estar siempre ahí para lo que haga falta.

A todos ellos, Gracias.

SÍNTESIS

El presente trabajo abordó la modelación de la operación del proceso de vaciado continuo de acero en instalaciones radiales. Este tema es de gran actualidad por cuanto se ocupa del análisis y síntesis del vaciado continuo bajo un enfoque sistémico de la problemática. Tuvo como objetivo la identificación y formulación de los modelos de operación de la instalación de vaciado continuo de acero, tomando en consideración las restricciones de sincronización con los restantes agregados del taller, para contribuir a la mejora de los indicadores de eficiencia de las instalaciones radiales. La obtención de estos permitió estimar con suficiente precisión el comportamiento de las variables del proceso y los parámetros óptimos de operación. La novedad de la investigación presentada en el campo de la modelación está en aplicar herramientas estadísticas para la obtención de los mismos y métodos de optimización para la sincronización de la instalación con los restantes agregados del taller. Otro resultado que se derivó de la sistematización del conocimiento acerca de la operación de estas instalaciones es su valor metodológico en cuanto las vías y métodos seguidos ya que pudieran ser aplicados a otros tipos de instalaciones. De igual manera, la propuesta tiene impactos positivos en el medio ambiente, sociales, energéticos y económicos.

CONTENIDO

CONTENIDO	6
INTRODUCCIÓN	1
OBJETIVOS ESPECÍFICOS	4
1. ESTADO DE DESARROLLO ALCANZADO EN LA OPERACIÓN DE LAS INSTALACIONES DE VACIADO CONTINUO	10
1.1 RELACIÓN ENTRE EL DISEÑO, LA PLANEACIÓN DE LA PRODUCCIÓN Y LA TECNOLOGÍA, LA OPERACIÓN Y EL CONTROL DE PROCESOS.	12
1.2 OPERACIÓN DE LOS TALLERES DE PRODUCCIÓN DE ACERO EN HORNOS DE ARCO ELÉCTRICO.	16
1.3 REGÍMENES DE OPERACIÓN DEL PROCESO DE VACIADO DE MÁQUINAS DE VACIADO RADIAL.	19
1.4 OPERACIÓN DEL PROCESO DE VACIADO CONTINUO DEL ACERO EN RÉGIMEN NORMAL	22
1.4.1 TRANSFERENCIA DE CALOR EN EL VACIADO CONTINUO DURANTE EL PROCESO DE SOLIDIFICACIÓN.	23
1.4.2 EVOLUCIÓN DEL ESTUDIO DE LA OPERACIÓN DEL ENFRIAMIENTO PRIMARIO.....	24
1.4.3 OPERACIÓN DEL ENFRIAMIENTO SECUNDARIO.....	34
1.4.4 MODELADO DE LA FRECUENCIA DE OSCILACIÓN DEL CRISTALIZADOR	36
1.4.5 OPERACIÓN DE LA CANTIDAD NECESARIA DE LUBRICANTE EN EL CRISTALIZADOR.	36
1.4.6 SECUENCIA DEL CAMBIO DE LÍNEAS DURANTE LA OPERACIÓN.	37
1.4.7 LA VELOCIDAD DE VACIADO Y SU INFLUENCIA EN LA OPERACIÓN.	39
CONCLUSIONES DEL CAPÍTULO	39
2. MODELADO DE LA OPERACIÓN ASOCIADA AL PROCESO DE VACIADO CONTINUO	43
2.1 ANÁLISIS EXTERNO DEL PROCESO DE VACIADO CONTINUO A NIVEL DE TALLER.	43
2.2 ANÁLISIS EXTERNO DE LA OPERACIÓN DE LAS INSTALACIONES DE VACIADO CONTINUO DEL ACERO.	45
2.2.1 VARIABLES DE COORDINACIÓN.	45
2.2.2 INDICADORES DE EFICIENCIA DEL SISTEMA.	46
2.2.3 VARIABLES INTERMEDIAS DE INTERÉS.....	48
2.2.4 VARIABLES DE DECISIÓN.	49
2.2.5 MODELO MATEMÁTICO CONCEPTUAL DEL PROCESO DE INTERACCIÓN CON EL NIVEL SUPERIOR	50
2.2.6 FORMALIZACIÓN DE LAS RESTRICCIONES DEL MODELO.	51
2.2.7 MODELO MATEMÁTICO CONCEPTUAL DE LA OPERACIÓN DE LA IVC.	54
2.3 DESCOMPOSICIÓN DEL MODELO CONCEPTUAL	55

2.4 ANÁLISIS INTERNO DE LAS TAREAS DE OPERACIÓN DE LAS IVC.	57
2.4.1 MODELADO DE LA VELOCIDAD DE VACIADO.	58
2.4.2 MODELADO DE LA ALTURA DE METAL EN LA ARTESA.	62
2.4.3 MODELADO DEL CAUDAL DE AGUA POR ZONAS	63
2.4.4 MODELADO DE LA LONGITUD METALÚRGICA.	69
2.4.5 MODELADO DEL ESPESOR DE LA CAPA SOLIDIFICADA.	69
2.4.6 MODELADO DE LA FRECUENCIA DE OSCILACIÓN DEL CRISTALIZADOR.	70
2.4.7 MODELADO DE LA MASA DE LUBRICANTE	70
CONCLUSIONES DEL CAPÍTULO.	70
3. IMPLEMENTACIÓN, VALIDACIÓN Y ANÁLISIS DE LA APLICACIÓN DEL SISTEMA DE MODELOS	73
3.1 VALIDACIÓN DEL MODELO DE LA VELOCIDAD DE VACIADO.	73
3.2 VALIDACIÓN DEL MODELO DEL CAUDAL DE AGUA DURANTE EL ENFRIAMIENTO PRIMARIO.	76
3.3 VALIDACIÓN DEL MODELO DEL CAUDAL DE AGUA DURANTE EL ENFRIAMIENTO SECUNDARIO.	79
3.4 ALGORITMO DE DETERMINACIÓN DEL GRÁFICO DE LÍNEAS DE LA INSTALACIÓN DE VACIADO CONTINUO	81
3.5 VALIDACIÓN DEL SISTEMA INTERRELACIONADO DE MODELOS DE OPERACIÓN EN PRESENCIA DE PERTURBACIONES	85
3.6 BREVE DESCRIPCIÓN DEL PROGRAMA DESARROLLADO PARA LA VALIDACIÓN.	86
3.6.1 SISTEMAS AUTOMATIZADOS RELACIONADOS.....	88
3.7 COMPARACIÓN DE LOS RESULTADOS DEL <i>SISVAC</i> CON OTROS SISTEMAS.	88
3.8 SATISFACCIÓN DE LOS INDICADORES DE EFICIENCIA DECLARADOS	93
3.9 IMPACTO AMBIENTAL, ENERGÉTICO Y ECONÓMICO EN LA INVESTIGACIÓN.	94
3.10 IMPACTO SOCIAL.	95
CONCLUSIONES DEL CAPÍTULO.	96
CONCLUSIONES GENERALES	98
RECOMENDACIONES	99
BIBLIOGRAFÍA	100

GLOSARIO DE TÉRMINOS Y UNIDADES DE MEDIDA

Aa: Área de la sección transversal de la buza [m²].

A_c: Área de la sección transversal del cristalizador [m²].

A_{caz}: Área de sección transversal del cierre de la cazuela [m²].

α: Coeficiente de pérdida de presión por estrangulación en la cazuela.

β: Coeficiente [m/N].

γ: Coeficiente de corrección térmica [L/kg°C].

C: Costo de producción en [UM/t acero líquido].

C_i: Costo de operación durante la producción del producto *i* [UM/unidad de producto].

CC: Longitud metalúrgica de vaciado (cierre del cono de solidificación) [m].

C_{caz}: Capacidad de la cazuela [ton].

C_m: Carrera media del cristalizador [m].

C_o: Coeficiente específico para cada tipo de acero a vaciar.

CSV: Calidad superficial y volumétrica de la palanquilla.

DC: Dimensión característica del cristalizador (ancho) [m].

DB: Diámetro de la buza en [m].

d_{ircaz}: diámetro interior (de trabajo) de la cazuela [m].

d_{cierre}: diámetro del cierre de la cazuela [m].

ΔNivartesa: Diferencia entre el nivel de metal en la artesa el valor deseado [m].

ECS: Espesor de la capa solidificada a la salida del cristalizador [m].

EM: Estabilidad mecánica de las líneas.

FO: Frecuencia de oscilación del cristalizador por cada línea [rpm].

g: Aceleración de caída libre de los cuerpos [m/s²].

GL: Gráfico de líneas trabajando en el tiempo.

H: Altura de metal en la artesa [m].

H_{est}: Altura de metal en la artesa estimada mediante el modelo [m].

H^d : Altura de metal ideal (deseada por tecnología) en la artesa [m].

H_{real} : Altura de metal en la artesa medida [m].

I_o : Índice del riego [L/kg].

K : Factor de solidificación [$\text{mm}/\text{min}^{1/2}$].

L_{md} : largo geométrico permisible por diseño [m].

n : Número de líneas de la IVC.

$N_{lineasdisp}$: Número de líneas de vaciado disponible en el tiempo.

Ω : Coeficiente de corrección [m/min].

P : Peso neto del metal en la cazuela [N].

P_a : Presión de agua a la entrada del cristalizador [bar].

P_m : Peso métrico de la palanquilla [kg/m].

ρ_{al} : Densidad de acero en estado líquido [kg/m^3].

ρ_{as} : Densidad de acero en estado sólido [kg/m^3].

Q_i : Caudal de agua por zonas de enfriamiento y por línea [L/min].

Q_{aacum} : Caudal másico de acero acumulado en el cristalizador [t/min].

Q_{aent} : Caudal másico de acero que entra al cristalizador [t/min].

$Q_{a sal}$: Caudal másico de acero que sale del cristalizador [t/min].

q_{cat} : Caudal del agua para el enfriamiento secundario modelado [L/min].

q_{real} : Caudal del agua para el enfriamiento secundario medido [L/min].

Q_{est} : Caudal de agua del enfriamiento primario obtenido por modelado [L/min].

Q_{real} : Caudal de agua del enfriamiento primario medido [L/min].

$Q_{min/máx}$: Tolerancia de diseño del cristalizador para el caudal de agua [L/min].

Q_1 : Caudal de agua para el enfriamiento primario [L/min].

Q_2 : Caudal de agua para el enfriamiento secundario [L/min]

$q_{acero-molde}$: Densidad de flujo calórico extraída por los cristalizadores [kW/m^2].

%C: Fracción másica porcentual de carbono en el acero.

%Mn: Fracción másica porcentual de manganeso en el acero.

%P: Fracción másica porcentual de fósforo en el acero.

%S: Fracción másica porcentual de azufre en el acero.

%Si: Fracción másica porcentual de silicio en el acero.

r: Cantidad de variantes de buzas posibles en la IVC.

SE: Secuencialidad efectiva del vaciado.

T: Período de oscilación del cristalizador [s^{-1}].

t: Tiempo de permanencia del metal en el cristalizador [min].

t_N: Tiempo de desmolde negativo [s].

t_{vp}: tiempo de vaciado con velocidad inferior a la programada [min].

TA: Temperatura de metal en la artesa [$^{\circ}C$].

TTR: Temperatura admisible del refractario [$^{\circ}C$].

TTV: Temperatura tecnológica de vaciado [$^{\circ}C$].

TF: Tiempo restante para la culminación del vaciado [min].

TF_{min}: Tiempo mínimo requerido para concluir una hornada [min].

V_c: Velocidad de vaciado [m/min].

V_{mm}: Velocidad media de oscilación del cristalizador [m/min].

VPC: Velocidad permisible de vaciado [m/min].

X_{it}: Cantidad de productos del tipo *i* fabricados en el instante de tiempo *t*.

Z: Longitud del cristalizador [m].

INTRODUCCIÓN

La tecnología de vaciado continuo (CC) de aleaciones metálicas es un proceso relativamente nuevo. Su explotación a gran escala comienza en la extinta Unión de Repúblicas Socialistas Soviéticas y en menor medida en Europa durante la década de los 60. En este período las investigaciones se enfocan en modificar la estructura y los componentes mecánicos de la misma.

Ya en los años 70 se generaliza su tecnología en los países industrializados. Así se orientan los estudios a la disminución de la altura de las instalaciones con vistas a reducir los altos costes de inversión. Durante las décadas posteriores, se fortalece su utilización en la industria siderúrgica al reemplazar paulatinamente al método convencional de colado de lingotes y se avanza en el modelado de este complejo proceso y un desarrollo de tecnologías y accesorios para el vaciado.

Los avances conllevan a que en la actualidad el 95 % del acero que se produce en el mundo sea a través del método de vaciado continuo mientras que en la década del 70 sólo el 15 % correspondía a este proceso (Anexo 1). En los últimos años, las principales investigaciones están encaminadas al mejoramiento de la tecnología y la operación a partir de procedimientos efectivos de modelado, simulación y optimización cuyos resultados coincidan con los experimentos prácticos.

En Cuba se introduce la tecnología de vaciado continuo a partir del año 1990 en Antillana de Acero en el área de la antigua Acería Martín. En 1991 se pone en marcha otra máquina en *ACINOX* Tunas diseñada para la producción de planchones de aceros especiales e inoxidable, que en la actualidad se encuentra en explotación en la producción de palanquillas de aceros de bajo, medio y alto contenidos de carbono.

Posteriormente, en 1994 se pone en explotación una nueva máquina para la producción de palanquillas en Antillana de Acero en la UEB Acería Eléctrica, actualmente en operaciones. El desarrollo tecnológico está asociado a la situación económica del país, el cual necesita cada vez más de producciones nacionales, que sustituyan las importaciones de productos de metales pesados. Un ejemplo se expresa por parte del general de ejército Raúl Castro Ruz en las palabras de clausura del VI Congreso del Partido Comunista de Cuba donde fue discutido y analizado el proyecto final de los Lineamientos de la Política Económica y Social del Partido y la Revolución, para actualizar el modelo económico cubano expresó:

“En estos momentos el ahorro de recursos de todo tipo continúa siendo una de las fuentes principales de ingresos del país, pues todavía existen gastos irracionales e inmensas reservas de eficiencia que debemos explotar con mucho sentido común y sensibilidad política”

Corroboran el planteamiento anterior, los siguientes lineamientos:

Lineamiento 42. Un sostenido incremento de la eficiencia como base del desarrollo económico, que permita lograr la disminución progresiva de los niveles de apoyo que se otorgan por el Estado y contribuya a mejorar, en lo posible, la oferta de productos y servicios esenciales para la población.

Lineamiento 220. Priorizar la reactivación del mantenimiento industrial, incluyendo la producción y recuperación de partes, piezas de repuesto y herramientas.

Lineamiento 234. Ejecutar inversiones en la metalurgia ferrosa para ampliar capacidades, reducir los consumos energéticos, diversificar la producción de laminados largos de acero y de metales conformados; así como para mejorar sus calidades. Consolidar la cadena productiva acero alambrón alambre y potenciar la producción de sus derivados.

Para el cumplimiento de los lineamientos, nuestro país ha ejecutado inversiones en los procesos de vaciado con el objetivo de aumentar los volúmenes de producción de acero hasta 500 000 T/año. No obstante, debido a los elevados costes por concepto de energía, montaje, mantenimiento, explotación y operación de las instalaciones evidencian que la generación de tecnologías para el proceso de vaciado continuo resulta inconcebible sin la ayuda de procedimientos efectivos de modelado y simulación cuyos resultados coincidan con los experimentos prácticos. El logro de lo antes expuesto se traduce en un control eficiente del propio proceso.

Del análisis de la información relacionada con la generación de tecnologías de operación para el proceso de vaciado continuo de acero en instalaciones de tipo radial y su implementación, se revelan insuficiencias que limitan el incremento del grado de eficiencia y eficacia de la producción de los talleres como son:

- Elevados costos por concepto de energía utilizada.
- Problemas en la explotación y operación de la instalación.
- No se satisfacen todos los pedidos con la rapidez y calidad necesaria, lo cual incide en la ineficiencia en la producción de los talleres.

Situación problémica: Como consecuencia de la poca disposición de sistemas de operación del proceso de vaciado continuo del acero, eventualmente surgen problemas de calidad del producto, rotura de la capa solidificada, insuficiente sincronismo con los restantes agregados del taller y deformación de los cristalizadores en instalaciones radiales.

De igual manera, en el proceso productivo de la instalación, se requiere contribuir a la elevación de los indicadores de eficiencia del taller, de ahí que es necesario, entre otros, la mejora de los

instrumentos utilizados para lograr la operación de la instalación, lo que evidencia una contradicción entre el nivel actual y las necesidades de elevación de la eficiencia que tiene este proceso productivo. Esta contradicción determina la formulación del problema científico de la presente investigación:

Problema científico: La insuficiencia en el estudio de modelos de operación de las instalaciones radiales de vaciado continuo de acero de sección cuadrada, tomando en consideración las restricciones tecnológicas y la necesidad de sincronización con los restantes agregados del taller.

Objeto de estudio: La operación de las instalaciones radiales de vaciado continuo de sección cuadrada en el contexto de las restricciones tecnológicas y de sincronización con los restantes agregados del taller.

Campo de acción: el modelado matemático del proceso de vaciado continuo con fines de operación.

Objetivo: Elaborar los modelos de operación de la instalación radiales de vaciado continuo de acero de sección cuadrada, tomando en consideración las restricciones de sincronización con los restantes agregados del taller, para contribuir a la mejora de los indicadores de eficiencia de las instalaciones.

Objetivos específicos

1. Analizar el sistema de vaciado continuo para definir las variables de operación del proceso.
2. Establecer reglas de conductas que controlen la operación para la estimación de velocidad de vaciado y número de líneas en el tiempo para el vaciado en secuencia.

3. Elaborar modelos de operación para la determinación del caudal de agua en las zonas de enfriamiento
4. Programar un software que permita la validación e introducción en explotación de los resultados obtenidos.

Hipótesis:

Si se perfeccionan los modelos matemáticos de la operación de las instalaciones de vaciado continuo radiales que satisfagan los indicadores de eficiencia y las restricciones tecnológicas y de sincronización con los restantes agregados del taller deducidos del análisis sistémico, entonces es posible contribuir al mejor desempeño de la instalación de vaciado y de todo el taller durante su operación en tiempo real.

Tareas de investigación

Las tareas de la investigación son:

1. Estudio del estado reflejado en la literatura especializada sobre la operación de los procesos tecnológicos, en general, de los talleres de fundición de acero por arco eléctrico y de las instalaciones de vaciado continuo, en particular.
2. Selección de los modelos matemáticos de operación con suficiente grado de validación, disponibles en la bibliografía, adecuación de los requeridos y desarrollo de aquellos que aún no han sido suficientemente estudiados y su implementación para la operación de la instalación
Caso de Estudio.
3. Elaboración del sistema interrelacionado de modelos para la operación instalación de vaciado continuo y su validación numérica en presencia de perturbaciones.

4. Análisis y valoración de los resultados.

Los métodos que se utilizan en esta investigación son:

Métodos teóricos:

- Análisis y síntesis: Se aplicará en la definición de las variables de entrada - salida de la operación y del modelo matemático conceptual requerido para elaborar los algoritmos y el procedimiento de operación de la instalación.
- Método histórico – lógico durante el estudio de la bibliografía disponible relacionada con el problema de la investigación.
- Hipotético – deductivo: permite, a partir de la hipótesis, elaborar conclusiones acerca del perfeccionamiento de los modelos matemáticos de la operación de las instalaciones de vaciado continuo radiales, tomando en consideración los procesos de las restricciones de sincronización con los restantes agregados del taller para contribuir a la mejora de los indicadores de eficiencia de las instalaciones radiales.
- Inducción – deducción: a partir del estudio de las características que presentan los modelos existentes de operación de la instalación de vaciado continuo de acero, se adoptan aquellos modelos que responden a las características de las instalaciones radiales de vaciado de acero de sección cuadrada y se deduce la necesidad de desarrollar otros nuevos.
- Tránsito de lo abstracto a lo concreto, ya que las vías establecidas para la solución del problema que se analiza se enriquecerán con la aplicación del método propuesto.
- Modelado, a partir de la utilización de otros métodos matemáticos para el perfeccionamiento de los modelos matemáticos de la operación de las instalaciones radiales de vaciado continuo de sección cuadrada.

Métodos empíricos:

- Método experimental con el fin de determinar intervalos de variación de variables y parámetros durante la planificación de los experimentos requerido para la elaboración de los modelos matemáticos requeridos.
- Métodos de regresión no lineal en la elaboración de funciones de aproximación, de optimización en la generación de la información primaria para la elaboración de las reglas de conducta del proceso estudiado.

Los **resultados esperados** de la investigación vienen dados por:

Científico – técnicos:

- Estado del arte acerca de las diferentes técnicas para la operación instalaciones radiales de vaciado continuo de acero de sección cuadrada.
- Sistema interrelacionado de modelos matemáticos para la operación en tiempo real de las instalaciones radiales de vaciado continuo de acero de sección cuadrada.
- Obtención de procedimientos para la operación de instalaciones de vaciado continuo del acero de tipo radial y su implementación.

La **novedad científica** del trabajo consiste en que:

- El perfeccionamiento de los modelos matemáticos de la operación de las instalaciones radiales de vaciado continuo de acero de sección cuadrada, tomando en consideración las restricciones de sincronización con los restantes agregados del taller, para contribuir a la mejora de los indicadores de eficiencia de las instalaciones radiales.

- Se obtiene un procedimiento que aporta soluciones que se caracterizan por mejores valores de los indicadores de eficiencia que por los determinados mediante los procedimientos anteriormente existentes.

El trabajo que se presenta está estructurado de la siguiente forma:

- En la Introducción se detallan las tareas desarrolladas, objetivos y la hipótesis que llevaron al desarrollo de este trabajo.
- En el primer capítulo se hace un análisis de la bibliografía consultada sobre la tecnología de vaciado continuo, realizándose un estudio de las tareas claves no solucionadas aún.
- En el segundo capítulo se realiza el análisis de la tarea de operación de instalaciones radiales de vaciado continuo de acero de sección cuadrada como tarea de toma de decisiones, del que se deduce el conjunto de variables, relaciones e indicadores que intervienen, se elabora la estructura del sistema de modelos, se seleccionan de la bibliografía los disponibles y se deducen los requeridos.
- En el tercer capítulo se realiza la validación de los modelos desarrollados en el marco de la tesis y se presentan los resultados de la simulación del funcionamiento del sistema completo de modelos y se comparan con los correspondientes a diferentes programas disponibles. Se expone, además, los posibles impactos ecológicos, energéticos, económicos y sociales del uso de los resultados.
- En los anexos se brinda la información complementaria requerida para la mejor comprensión de la tesis.

**1. ESTADO DE DESARROLLO ALCANZADO EN
LA OPERACIÓN DE LAS INSTALACIONES
RADIALES DE VACIADO CONTINUO**

1. ESTADO DE DESARROLLO ALCANZADO EN LA OPERACIÓN DE LAS INSTALACIONES DE VACIADO CONTINUO

En este capítulo se describen los resultados principales reflejados en la bibliografía especializada vinculados con la operación de los procesos tecnológicos, en general, y de las instalaciones de vaciado continuo del acero del tipo radial, en particular. Se critican los resultados obtenidos hasta el presente vinculados al modelado de estas instalaciones y se reconocen los resultados que mantienen suficiente vigencia como para ser utilizados como parte del sistema de modelos propuesto.

Los autores Gang W. *et al* (2005), Leskinenand H. (2008) y Berciano J. (2011) denominan como vaciado continuo al proceso complejo de obtención de semiproductos metálicos, en el cual el material líquido se vierte en un cristizador sin fondo, cuya sección transversal es la misma que la del perfil que se desea fabricar: cuadrada, redonda, secciones especiales, planchas y chapas de pequeño espesor. Se le llama continuo porque el producto sale sin interrupción de la máquina hasta que la cuchara (o cucharas en caso de coladas secuenciales) haya vaciado todo el acero líquido (Odriozola J, 2011).

Otros autores como Manfred M. (1997) y Zarka J. (2008) extrapolan el concepto de vaciado continuo a procesos de obtención de materiales tales como polímeros, siliconas y vidrios. Sin embargo, aunque existe intercambio de calor en los moldes de enfriamiento y la solidificación total del producto, el agregado no está separado en subsistemas de enfriamiento. El autor de este trabajo no coincide totalmente con el punto de vista de los investigadores por lo que, en lo adelante, se considerará el vaciado continuo como el proceso complejo de obtención de

semiproductos metálicos a partir del enfriamiento controlado por zonas, donde la primera de ellas es un cristalizador sin fondo.

Las máquinas de vaciado continuo (MVC) han sido modificadas en las últimas décadas del siglo pasado (Anexo 2), desde las primeras que se produjeron a gran escala en los años 50 completamente verticales, hasta las más modernas que han disminuido notablemente su altura. En estas últimas, la palanquilla se cuele en un cristalizador curvo y se endereza con posterioridad con ayuda de rodillos de arrastre para el corte final (González M, 1999).

Estas modificaciones se extienden también a la producción de perfiles de acero. Sin embargo, algunas máquinas modernas para aceros especiales de alta calidad mantienen el concepto de verticalidad para asegurar durante la solidificación del producto la calidad superficial (Marino P, 2007), dado por el hecho de que los elementos aleantes tales como el cromo y el níquel disminuyen notablemente las propiedades térmicas del acero en fase sólida y líquida.

No obstante, las máquinas de cristalizadores curvos son las más extendidas. En este sentido, se han investigado a fondo las modificaciones con el fin de disminuir el costo de las inversiones iniciales de las instalaciones, incluidas las naves que las alojan. La disminución de la altura metalúrgica afecta el comportamiento de dos indicadores contrapuestos: por un lado, se reduce el costo por concepto de la reducción de la altura de las naves, grúas, estructuras de soporte, y por el otro, se reduce la velocidad de vaciado y, como consecuencia, la productividad de la planta por concepto de disminución de la energía potencial del fluido y el peso de la columna ferrostática del metal durante la solidificación. Es por eso que el diseño y la selección de la instalación más adecuada a cada planta obedece a disímiles criterios interdisciplinarios que permitan satisfacer la demanda pero sin afectar el resto de los indicadores de eficiencia.

1.1 Relación entre el diseño, la planeación de la producción y la tecnología, la operación y el control de procesos.

En la bibliografía consultada se confunden con mucha frecuencia los conceptos de operación y control de procesos, entre otras esferas de actuación de las ingenierías. En el trabajo se asume como operación las tareas de toma de decisiones asociadas a la selección de los valores de las variables que determinan la eficiencia global del proceso en tiempo real, entendiéndose como control las acciones encaminadas a lograr el aseguramiento de los valores de las variables de operación previamente adoptadas.

El estudio de los temas de operación se relaciona con la automatización en tiempo real, pues solo con la ayuda de sistemas automatizados se recopila la información sobre el estado del proceso tecnológico, se elabora esta información para la toma de decisiones y se actúa sobre los sistemas de control con el fin de ejecutar las decisiones adoptadas. Así, en las obras de Marko M, (1998) y Ghurtield B, (2004) se mezclan los conceptos de planeación para la fabricación, manufactura, operación de procesos, control y otros. Incluso los sistemas automatizados de dirección de procesos productivos reciben en la mayoría de las obras el nombre de sistemas de control e incluyen con frecuencia tareas propias de la operación (Weinber G, 2010 y Zhang H. *et al*, 1994). La determinación de las secuencias de acciones a ejecutar con ayuda de los modelos matemáticos requeridos para su ejecución constituye de hecho acciones de operación de los procesos y se asocian a la optimización de las tecnologías en régimen estacionario, dado un conjunto de indicadores de eficiencia (Palacios J, 2008y Montgomery D, y Runger G, 2002). Las especialidades que se ocupan del modelado de la operación de procesos son las tecnológicas, pues el conocimiento necesario para la elaboración de los modelos asociados tiene que ver directamente con el conocimiento específico de estas tecnologías. Al igual que Stever R, (2006)

Rastogi R, (2010) y Cramb A, (2004), el autor de este trabajo considera acciones de operación aquellas que optimizan las decisiones para condiciones estacionarias del proceso y como acciones de control aquellas que se ejecutan con el fin de asegurar las decisiones de operación previamente adoptadas y se modelan comúnmente como procesos no estacionarios.

Con el fin de definir las fronteras de las diferentes esferas de actuación de las ingenierías, en general, y de la ingeniería metalúrgica, en particular, se debe estudiar debidamente la interrelación entre las diferentes tipos de procesos de toma de decisiones asociadas a los procesos productivos, tales como la planeación de la producción, de la tecnología, la operación y el control de procesos.

Con ayuda del modelado del diseño se tiene la posibilidad de generar diferentes alternativas de productos, máquinas y construcciones, en el sentido del cálculo de indicadores de eficiencia, otras variables de interés y la representación gráfica de opciones de solución ideadas por el diseñador. A este tipo de sistemas se ha dedicado abundante bibliografía (Roller C *et al*, 2007). El desarrollo de *software* de ayuda al diseño está determinado por el desarrollo de métodos efectivos de modelado, procesamiento y representación de imágenes gráficas y su parametrización a partir de valores de las variables de decisión del problema de diseño enfrentado.

El modelado de la generación de tecnologías de fabricación de materiales a partir del diseño experimenta un notable progreso en los últimos años, hasta el punto de que pueden considerarse suficientemente maduros los resultados básicos obtenidos y aplicarse durante todo el proceso de diseño y fabricación de un producto como dos actividades integradas. De hecho, las técnicas

de diseño asistido por ordenador integrada con la planeación de la fabricación permiten elaborar procesos de toma de decisiones de alta efectividad.

El modelado de los procesos de fabricación, de acuerdo a la tecnología previamente generada, se utiliza en los sistemas de ayuda a la manufactura tanto en los procesos de carácter continuo como discreto. En el primer caso se encuentran los procesos de fabricación de la industria química y en la mayoría de los de la industria metalúrgica y en el segundo la industria mecánica y otras. En la bibliografía relacionada aparece un gran número de obras dedicadas a este tipo de modelos y sistemas (Viera B y Pereira D, 2010) y Rudd W *et al* (1968).

En el caso de los sistemas continuos, la determinación de la información directiva que se establece como tarea a los sistemas de control de procesos de fabricación se denomina operación de procesos, cuya necesidad no queda suficientemente clara en la bibliografía clásica asociada al control. En las últimas décadas se observa la tendencia a la integración del diseño, la planeación del proceso de fabricación y a la producción automatizada.

Los modelos y sistemas de los procesos de planeación de la producción están destinados a la toma de decisiones de producción, su secuenciación y el control de los procesos productivos. En ellos se incluyen, frecuentemente, las tareas relacionadas con la dirección y el control del suministro material, el mantenimiento del equipamiento, de las ventas y otras actividades de la gestión empresarial. La operación del proceso productivo se subordina, necesariamente, a las decisiones adoptadas en la fase de planeación de la producción según el esquema representado en la figura 1.1 (Arzola J, 2000).

El nivel decisor debe asegurar el balance de los flujos materiales entre los elementos y su descomposición espacial, en el tiempo.

Las secuencias concretas que garantizan el cumplimiento de la tarea mensual de cada taller son emitidas, en calidad de propuestas, por los correspondientes sistemas locales de toma de decisiones. La selección de una combinación de secuencias se realiza en el nivel superior por el sistema correspondiente. En la solución de las tareas señaladas, además de la consideración de los enlaces materiales, ocupa un lugar importante la deferencia de los parámetros generados por el sistema decisor de los recursos técnicos: máquinas o agregados en los que se debe fabricar determinado producto, duración de las operaciones tecnológicas.

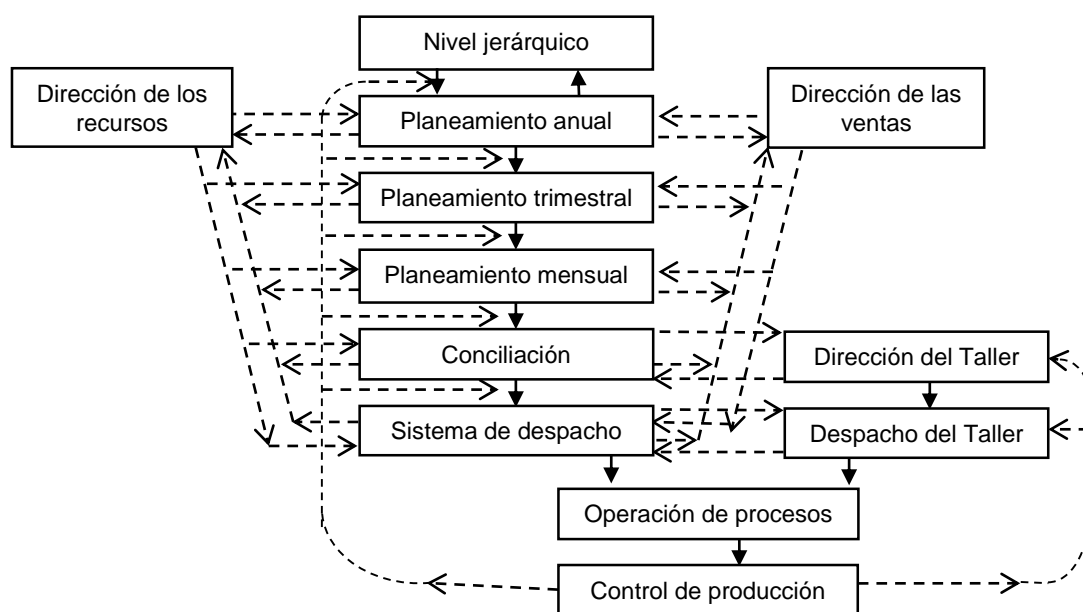


Figura 1.1 Jerarquía de tareas de dirección de la producción industrial

El servicio de despacho de la planta, asegura el balance, al ritmo del proceso, de todos los talleres y áreas. En el nivel inferior de la jerarquía (taller), se realiza la coordinación interna del trabajo de las áreas y los agregados. Es decir, tiene lugar la toma de decisiones de las operaciones del taller, la que está estrechamente relacionada con la conducción de los procesos tecnológicos, pues las decisiones operativas de carácter productivo constituyen acciones directivas a los

sistemas de toma de decisiones de los procesos tecnológicos. De tal forma, el sistema automatizado de operación y control de cada agregado del taller se encuentra bajo subordinación funcional del sistema de toma de decisiones corriente del taller en cuestión.

Los sistemas ocupados de la operación y el control de los agregados, áreas y talleres entregan información primaria, que es almacenada, clasificada y acumulada por el sistema de control de producción, el que transfiere la información requerida para la rectificación de las decisiones a cada nivel en el tiempo.

1.2 Operación de los talleres de producción de acero en hornos de arco eléctrico.

En los talleres están presentes las siguientes funciones principales de dirección:

1. Dirección del régimen térmico de cada horno.
2. Dirección del régimen de dosificación material de las hornadas.
3. Dirección de las operaciones del vaciado continuo.
4. Dirección de las operaciones auxiliares del taller.

Estas cuatro funciones de dirección están estrechamente relacionadas entre sí: la composición de la carga influye en la duración de las operaciones y del proceso mismo de fundición en el horno, lo que a su vez influye en grado considerable sobre el régimen eléctrico. De igual manera, la duración establecida para determinadas operaciones puede condicionar la dosificación de determinados materiales en el horno.

Los primeros modelos para la operación racional de talleres en la industria siderúrgica, los propone Tibor H. (1958). El modelo propuesto describe la planificación de las operaciones de una empresa siderúrgica genérica integrada. Este modelo separa el proceso de producción en tres etapas generales: reducción del mineral de hierro, elaboración y laminación del acero. Para

el modelado se separan por etapas los balances químicos, metalúrgicos y energéticos de tal manera que los datos (salidas) obtenidos de una etapa sirven de datos de entrada para la siguiente. El modelo obtenido responde de manera parcial a la optimización de las operaciones por lo que el autor de esta investigación considera que la debilidad del modelo general consiste en separar el sistema en modelos independientes, sin estudiar la interrelación de las variables de cada subsistema, lo que en principio, no permite satisfacer valores de los indicadores de eficiencia adecuados al sistema de preferencia del sistema empresarial en su conjunto.

Las investigaciones realizadas de forma independiente por los autores Clifford A *et al*, (2009) y Valente J *et al*, (2008) conducen a la planeación de las operaciones de una planta siderúrgica a través de un modelo de programación lineal. En su hipótesis plantean que la variabilidad de los tiempos para finalizar la hornada, desglosados por cada área de producción, es aproximadamente constante a mediano plazo. Para esto unen “familias de productos vaciados de acuerdo a las marcas que se producen en el taller”. En sus resultados demuestran que es conveniente utilizar la capacidad mínima de producción en cualquier escenario donde se requiera modelar la operación de talleres siderúrgicos, este razonamiento es básicamente correcto. Otros autores, como Franco E *et al*, (2010) coinciden parcialmente con estos resultados. En opinión de este autor la debilidad principal de estas investigaciones consiste en que no se tiene en cuenta la no linealidad inherente a los procesos productivos, en general, y en la industria siderúrgica, en particular, lo que incluye, entre otros factores, en la secuencialidad de las hornadas, tarea de operación propia de los talleres de producción siderúrgicos.

Por otra parte, en los trabajos de Markland A *et al*, (1998) se establece la existencia de diferentes objetivos ponderados para la operación de talleres siderúrgicos, como maximizar la producción, minimizar costos de almacenamiento, operación, minimizar gastos energéticos, entre otros, a

través de minimización de las discontinuidades en las operaciones de cada hornada. Así se logra la armonización de los indicadores de eficiencia de la operación de todos los agregados para ejecutar las hornadas lo más continua posible. Con la solución de la tarea se influye positivamente en otros indicadores de eficiencia tales como la minimización de los costos de almacenamiento, extensión de las hornadas. El valor principal de estas investigaciones consiste en la consideración del carácter multicriterial del problema de la operación de los talleres en la industria siderúrgica. Sin embargo, aunque este modelo puede ser utilizado como punto de partida para un modelo representativo del problema general, se encuentra aún alejado de describir adecuadamente el proceso productivo, pues al basarse en una supuesta linealidad del problema, no considera totalmente la complejidad del fenómeno estudiado, incluido el necesario carácter iterativo de la conciliación de decisiones de los subsistemas encargados de la operación de las instalaciones tecnológicas del taller. Otros, tales como Canas S. (2013) plantean en su estudio un modelo general de “distribución uniforme de las operaciones a nivel de taller”. Para esto propone como función objetivo la expresión:

$$\text{Min } \sum_i \sum_t C_i X_{it} \quad (1.1)$$

Este modelo permite en principio la minimización de los costos unitarios de fabricación de la pieza i en el tiempo t . El objetivo 1.1 se somete al cumplimiento de restricciones dependientes del tiempo faltante (TF) del cual dispone cada operación independiente. Aunque en esta investigación se toma en cuenta por primera vez la necesidad de utilizar la variable TF como elemento de conciliación general del taller, está dirigido a la planeación operativa de la producción en cada período y no a la operación en tiempo real.

Según se afirma en Arzola J. (2002), la estructura requerida para el sistema de dirección del complejo productivo examinado, debe asegurar la conciliación del conjunto de operaciones del

taller (principales y auxiliares) con los procesos de suministro energético (régimen eléctrico), de dosificación material y de vaciado. En el trabajo se fundamenta la estructura jerárquica participativa como la adecuada para la operación racional de las instalaciones del taller.

El sistema de dirección de las operaciones se debe ocupar de la conciliación del trabajo de los hornos y de las IVC entre sí y con los agregados auxiliares del complejo. La complejidad de los procesos asociados requiere necesariamente del empleo de un conjunto de modelos interrelacionados que establezcan las duraciones de los procesos de fundición y vaciado más económicas, de acuerdo con las capacidades operativas de todos los agregados, o sea:

El sistema de dirección del régimen eléctrico debe establecer los valores de los parámetros fundamentales de conducción del proceso. El cálculo de los parámetros se realiza a partir del balance térmico de la hornada.

El sistema de dirección de la dosificación material de las hornadas determina el peso necesario de los distintos componentes de la carga, adiciones y desoxidantes, y el momento de dosificación adecuado, de acuerdo con la marca de acero planificada, la composición química y la temperatura del baño en el momento dado, las disponibilidades de materia prima, las duraciones establecidas (por el nivel superior) para los períodos, etcétera.

El sistema de dirección del vaciado establece la velocidad de vaciado, la frecuencia de oscilación del cristalizador, el caudal de agua en el enfriamiento primario y secundario, etcétera.

1.3 Regímenes de operación del proceso de vaciado de máquinas de vaciado radial.

Diferentes autores tales como Xue Y *et al*, (2008) y Vivek V, (2011) combinan los diferentes regímenes de operación de las IVC como si se tratara de un mismo evento. A juicio del autor de la tesis el razonamiento expuesto complica el proceso de toma de decisiones durante la

operación debido a ausencia de un enfoque sistémico ante eventos de diferente naturaleza. Así, Spaccarotella A, (2006) afirma que los regímenes de puesta en marcha y fin de campaña se preestablecen a partir de una concepción automatizada de cada una de las tareas implicadas durante cada campaña. Louhenkilpi S, (2005) por el contrario, limita la operación a todos los regímenes posibles en las IVC. De estas experiencias previas queda claro que de alguna manera se requiere durante el modelado de la operación en IVC delimitar adecuadamente los diferentes regímenes de operación y la manera de ejecutarlos de forma eficiente. Es por eso que en esta investigación se considera que la operación de las instalaciones de vaciado continuo, al igual que otros agregados tecnológicos, está en dependencia de las condiciones concretas de cada momento de significativo, por lo que se realiza de acuerdo a los siguientes regímenes:

- Puesta en marcha
- Avería
- Fin de campaña
- Operación normal de trabajo

En condiciones de puesta en marcha, el proceso de vaciado en la IVC implica una metodología bien establecida que comienza con resultados satisfactorios obtenidos durante el control del nivel en la artesa, el que puede variar según se utilice el sistema asta tapón o cierre por buz en la cazuela de vaciado, posteriormente se procede a suministrar el metal a la artesa de vaciado (Cavaliere H, 2005). Después de llenar la artesa de vaciado hasta el nivel nominal, se retiran las buzas ciegas y se abren las líneas que se requieren; una vez que se abren los orificios de las buzas, el metal comienza a descender; las primeras porciones contaminadas se desvían mediante las canales desvía chorro a la marmita. Una vez que el chorro se estabiliza, se retira la canal de

evacuación y se comienza a suministrar el metal a la lingotera, el cual se solidifica cerca de sus paredes y de las cabezas de las falsas barras para iniciar el vaciado.

Mientras la lingotera continúa llenándose con el metal, se arrancan los mecanismos de oscilación de lingoteras y de las extractoras enderezadoras. El arranque se efectúa de modo automático, mediante el sistema de control de nivel de acero en el cristalizador que se encarga de mantener el nivel de metal deseado en la lingotera a cuenta del cambio en la velocidad de la unidad extractora enderezadora (Robles A, 2004).

Al salir la falsa barra con la palanquilla de la máquina extractora enderezadora, la presión en el sistema neumático para el apriete de los cilindros se reduce con el fin de evitar la deformación de la palanquilla (Vanka P, 2008). De tal forma, en el caso concreto de las IVC, el régimen de puesta en marcha se considera suficientemente estudiado.

Por otra parte, el régimen de avería puede tener lugar para una de las líneas de vaciado o para toda la instalación, en dependencia de dónde ocurran las fallas. Sin embargo, a lo largo de los años se ha establecido muy bien el conjunto de acciones a seguir en cada caso de avería concreto. Estos paquetes de medidas, incluso, son vendidos como valor agregado del equipamiento (Ozgu M, 2006).

De igual manera, el régimen de fin de campaña requiera realizar un cambio de artesa, de producto terminado o bien detener el proceso con fines de mantenimiento preventivo. A diferencia del anterior, el régimen no surge abruptamente durante la producción sino que es previamente planificado por el sistema de dirección a nivel de taller.

Según se fundamenta en la bibliografía especializada, la operación en los regímenes de operación antes expuestos se limitan a la ejecución de sistemas lógico secuenciales o a paros

planificados de producción. Con este punto de vista coinciden diversos autores tales como Cabay G, (2010), Claire S, (2010) y Coley J, (2012).

La operación normal de la IVC se realiza concluida la fase de puesta en marcha, descrita anteriormente, una vez que el sistema de extracción desarrolla todo su recorrido y el proceso adopta un carácter estable. Por lo antes expuesto, este régimen ha sido el menos estudiado entre todos a pesar de ser el más importante, y el encargado de alcanzar indicadores de eficiencia adecuados para toda la instalación durante la operación del proceso pues está destinado a satisfacer las tareas emanadas del sistema de dirección de todo el taller: vaciar de forma racional el metal contenido en la cazuela proveniente del horno de cuchara y será, por tanto, objeto de investigación en este trabajo.

1.4 Operación del proceso de vaciado continuo del acero en régimen normal

En la bibliografía disponible se encuentran pocas referencias al planteamiento del problema general de la operación de las instalaciones de vaciado continuo durante el régimen normal de trabajo. Predominan resultados con potencialidad de aplicación en determinadas tareas de operación de forma aislada, vinculados con los procesos de transferencia de calor, cambio de fases y otros. Entre los trabajos más completos se destacan los de Xue Y *et al*, (2008). En ellos se expone un método de optimización de la operación del vaciado continuo en régimen normal basado en un algoritmo genético evolutivo. Para la simplificación del modelo se considera la cantidad de líneas disponibles y la altura de metal en la artesa constante, lo que no se corresponde totalmente con la naturaleza real del problema ya que la operación en condiciones reales no siempre permite tener la altura de metal en la artesa constante por diversas razones objetivas, por lo que la construcción de un modelo de operación debe necesariamente preestablecer las condiciones de operación que satisfagan este supuesto, o sea, que se establezca

un régimen de operación que garantice el nivel de acero próximo al deseado en la artesa al concluir la hornada.

Sin embargo, los criterios para operar las IVC pasan necesariamente por el régimen de enfriamiento decidido con el fin de extraer del metal exactamente la cantidad de calor necesaria en cada etapa del proceso. Se debe, en estas condiciones, garantizar la satisfacción de los indicadores de eficiencia requeridos, el cumplimiento de los parámetros de calidad del producto obtenido, de las restricciones tecnológicas, y al componente del proceso de vaciado se ha dedicado un amplio número de investigaciones.

1.4.1 Transferencia de calor en el vaciado continuo durante el proceso de solidificación.

En las IVC, los sistemas que determinan los cambios de fase, son los de enfriamiento. La complejidad del problema está determinado por la identificación y solución de las ecuaciones diferenciales que lo describen, las que están sujetas a condiciones de contorno variables en el tiempo. Esto hace que las soluciones particulares resulten difíciles y en no pocas ocasiones, se incurra en simplificaciones que deterioran la calidad de los resultados obtenidos en comparación con los prácticos.

Sin embargo, la mayoría de los estudios recientes (Castellá L y Dziuba J, 2010) reflejan “la necesidad de aplicar enfoques sistémicos para descomponer el problema en subsistemas más sencillos, modelar cada uno de estos elementos por separado y engranarlos después”. Debido a esto, es que usualmente se separa el estudio de la termotransferencia en las IVC en dos subsistemas de acuerdo a los mecanismos de transferencia existentes: el enfriamiento primario y el secundario.

1.4.2 Evolución del estudio de la operación del enfriamiento primario.

Aunque en la actualidad no existe un modelo general aceptado que describa en su totalidad el enfriamiento primario, al menos en condiciones tecnológicas de operación, existe un consenso entre los investigadores en que el fenómeno de extracción de calor en la zona del cristalizador puede dividirse en seis grupos distintos, donde cada uno de los grupos está asociado a un fenómeno de transferencia de calor diferente por su naturaleza (Habing D, 1998 e Incropera F 2010).

- Convección en el acero líquido.
- Conducción en la cáscara de acero solidificado.
- Termotransferencia desde la superficie del acero hasta la superficie del cristalizador.
- Conducción en las paredes del cristalizador.
- Convección con el agua de refrigeración.
- Calor latente para el cambio de fase.

Sin embargo, aunque el autor coincide que los mecanismos antes expuestos son los más significativos presentes durante el enfriamiento primario, considera que es muy difícil estimar las propiedades de transporte de cada mecanismo de termotransferencia por separado. Por otra parte, es también complejo escalar estos coeficientes a diversas instalaciones aún con similares tecnologías.

Los primeros estudios acerca del modelado del enfriamiento en las instalaciones de vaciado se deben a Savage J y Pritchard W, (1954). En base a experiencias realizadas en un cristalizador estático estos investigadores obtienen una expresión semiparabólica para la densidad de flujo calórico ($q_{acero-molde}$) como función del tiempo de permanencia (t) en el cristalizador y después mediante un balance de masa estiman el gasto necesario de agua (Ecuación 1.2).

$$q_{acero-molde} = 2608 - 335\sqrt{t} \quad (1.2)$$

Este modelo tiene la ventaja de la sencillez. Sin embargo, en condiciones de explotación y por diversas razones no esclarecidas aún, comienza a perder su efectividad a velocidades de coladas mayores de 1,8 m/min. Es por eso que muchos investigadores lo utilizan con acierto, a juicio del autor, para desarrollar modelos de operación ya que se ha estudiado por diversos métodos sus limitantes. Sin embargo, precisamente estas debilidades lo convierten en un modelo no muy factible para condiciones tecnológicas de operación real donde las velocidades de producción por línea oscilan entre 2,5 y 5 m/min.

Otro modelo obtenido de forma analítica es el de Wolf N. (1974). En su estudio considera el intercambio de calor a lo largo del cristalizador inversamente proporcional a la raíz cuadrada del tiempo. Este modelo fue validado en condiciones de laboratorio al compararse sus resultados con el modelo anterior se obtiene mejores resultados con el de Savage y Pritchard, como se muestra en la ecuación 1.3.

$$q_{acero-molde} = \frac{4810}{\sqrt{Z/Vc}} = \frac{4810}{\sqrt{t}} \quad (1.3)$$

Por otra parte, aunque el molde que se utiliza como patrón es estático, el modelo obtenido refleja en alguna medida la dependencia potencial de la cantidad de calor necesaria a extraer con el tiempo.

Pese a todo, el modelo constituye el punto de partida de otras muchas investigaciones donde se requiera estimar a previamente la cantidad de agua. Desde hace algunos años, y con el desarrollo de las tecnologías de la información, los estudios han evolucionado hasta desaparecer casi en su totalidad la búsqueda de soluciones analíticas sencillas. Un ejemplo de esta afirmación aparece

en el Resumen Anuario (2011) sobre desafíos del vaciado continuo: “en los primeros estudios se trataba de dar solución al problema del enfriamiento con modelos extrapolados de otros procesos; sin embargo, la experiencia ha demostrado que no se pueden explicar fenómenos complejos con expresiones matemáticas sencillas sin incurrir en grandes errores”

A partir de estas experiencias iniciales, los modelos que explican el fenómeno de enfriamiento primario se basan en métodos numéricos y estadísticos, apoyados en la simulación, al ser los modelos que constituyen la tendencia principal en las pesquisas recientes.

Por ejemplo, David T *et al*, (1999) estudian la calidad superficial de la palanquilla a la salida del cristalizador y modelan el fenómeno a través del régimen de extracción del calor debido a la apertura que existe a través de los estratos interfaciales durante el proceso de enfriamiento. Estos trabajos evidencian que “existen diversas variables tales como la conductividad térmica del cristalizador que disminuye en el tiempo debido a la acumulación sucesiva de costras de sales provenientes del agua de enfriamiento, la lubricación utilizada, y las dimensiones de apertura de la buza de la artesa, entre otras”. El resultado más consistente de los estudios reportados consiste en que las anomalías y fluctuaciones del enfriamiento se comportan como perturbaciones durante la operación de este proceso.

Otros, tales como Bialecki R, (2010) modelan la curva de solidificación en consideración al comportamiento del cambio de fase dentro del cristalizador. La debilidad del modelo radica en que preestablece la temperatura de cambio de fase como una constante. Esta consideración, a juicio de este autor, no es del todo válida para aleaciones multicomponentes que delimitan claramente las temperaturas de *líquidus* y *sólidus* en sus diagramas de estado, o sea, que se necesita una energía extra (sobrecalentamiento) para cambiar de un estado a otro. No obstante, los resultados obtenidos coinciden con el modelo clásico de Savage y Prichard.

En el mismo año, Huespe A, y Cardona V, (2000) obtienen un sistema de ecuaciones para el análisis de las tensiones térmicas en el metal durante el proceso de solidificación primaria. El modelo simula la solidificación al asumir en el metal líquido una simetría axial. La aproximación es viable ya que si no existen grandes turbulencias en el acero, la solidificación esperada tiene que ser aproximadamente simétrica. El modelo se valida mediante pruebas de comparación con los resultados obtenidos en otro modelo y aporta resultados satisfactorios. La novedad del sistema es que permite definir por “exclusión” el régimen térmico máximo capaz de asumir el acero sin que se rompa la cáscara solidificada. No obstante, aunque este modelo es vital para la operación de las IVC, se limita a máquinas de vaciado de acero que producen perfiles circulares.

También es destacado el trabajo de Pierer C, (2000). En él se evalúan las ecuaciones constitutivas del estado elasto visco plástico durante el vaciado continuo reportadas en la literatura. Los resultados obtenidos se validan mediante experimentos y se obtiene, como resultado, las curvas de esfuerzo deformación dentro del cristalizador para diversas marcas de aceros. Aunque el autor de esta investigación coincide parcialmente con estos resultados, considera necesario determinar a partir de un análisis de deformación el espesor necesario de metal que garantice la estabilidad de la capa autosostenida de acero, para esclarecer este fenómeno.

Al año siguiente Cicutti C. (2000) estima el espesor solidificado del acero a la salida del cristalizador a través de la solución analítica de Neuman durante el proceso de vaciado continuo. El modelo es adaptativo por lo que, en teoría, se puede acoplar a una amplia gama de instalaciones. No obstante, en el modelo se hacen algunas suposiciones tales como considerar el frente de solidificación paralelo a la superficie de intercambio acero cristalizador con las que

el autor no coincide. Los resultados están en consonancia con los valores de espesor solidificado reportados en la literatura. Sin embargo, el frente de solidificación debe ser necesariamente curvo, ya que no se extrae la misma cantidad de calor en toda la longitud del cristalizador debido a los diferentes mecanismos de extracción de calor a lo largo del molde.

El modelado parte del supuesto que la transferencia de calor es uniforme en cualquier dirección radial del proceso de vaciado. Esta hipótesis es hasta cierto punto válida para configuraciones de tipo cilíndrica, pero nunca para perfiles poligonales porque, de acuerdo a la teoría de transferencia, por las aristas se debe evacuar más calor que por las caras del metal en solidificación.

Casi al mismo tiempo, Mazumdar S. y Goldschmit U. (2001) publican su trabajo acerca de la influencia de los elementos de lubricación del cristalizador y la oscilación forzada del mismo en la estabilidad del proceso de enfriamiento primario. Refuerza, con sus resultados, otros reportados en la bibliografía dados por la dependencia directa que existe entre la estabilidad del proceso y el comienzo de la solidificación del metal en el menisco del cristalizador. A pesar de ser un modelo robusto, tiene la desventaja de no considerar que otras causas tales como las tensiones térmicas, la estructura y los defectos puedan ser predominantes en la rotura de la capa de metal.

De igual manera Marcela B. (2006) propone una solución finita de la ecuación de Navier Stokes para el caudal de agua en régimen turbulento dentro del cristalizador. El modelo se valida para diversas condiciones de flujo en cristalizadores de agua. Esto lo hace muy factible en tareas de diseño al evitar cavitaciones o erosión de las paredes por el agua tratada.

Por otra parte, Janik M. y Dyja S. (2004) estudia la convección forzada que tiene lugar en la columna ferrostática de acero en solidificación. Para esto, deriva el problema bidimensional de

convección con cambio de fase y la influencia de la presión de la columna de acero líquido en las variaciones de la temperatura en la superficie interna del cristalizador. Posteriormente, aplica herramientas numéricas al análisis mecánico del material elasto plástico y obtiene el crecimiento de la cáscara solidificada y las propiedades de transporte del material líquido. A criterio este autor, este trabajo es vital para el diseño de estabilizadores magnéticos de caudal por lo que sus resultados son propios del diseño y no de la operación.

Nawrat A. y Skorek Z. (2004) investigan también los mecanismos de extracción del calor durante el vaciado continuo. En su publicación se expone un modelo para la estimación de la capa de aire en la interfase cristalizador acero. El modelo se obtiene con técnicas de problemas inversos. En él se considera desconocida “la tasa de intercambio de calor a través de la moldura conocidos previamente los valores iniciales de los coeficientes de transferencia de cada fase a la temperatura de vaciado”. Posteriormente realiza el mallado del cristalizador y mediante elementos finitos estima la resistencia térmica de la interfase metal cristalizador (GAP). A pesar de la importancia de los resultados de este trabajo, es conocido por otras muchas investigaciones que la mayor parte del calor que se intercambia dentro del cristalizador hacia la pared se realiza por radiación térmica y no por convección ya que la temperatura promedio del acero en el molde es de aproximadamente 1580 °C.

En la mayoría de los artículos publicados en los años del 2000 al 2004 prevalece el enfoque de problema inverso antes expuesto. En ellos, se destaca el trabajo de Slodicka M y Hennie D. (2004) que consideran el enfriamiento primario como un problema inverso tipo Stefan de tres fases. Tal problema consiste en una reconstitución de la función de transferencia de calor que describe el coeficiente de traspaso del calor al considerar el espesor de la capa auto-sostenida de metal sólido dependiente del tiempo dado el supuesto que las interfases líquidas son

conocidas. Para esto, presenta un problema parcial para cada fase (líquido, sólido y en proceso de cristalización) separadamente. El fenómeno se analiza mediante la ecuación diferencial de Fourier para la transmisión de calor en condiciones de contorno de primera especie unidimensional con frontera variable. La solución que presenta se basa en métodos numéricos y mediante la herramienta informática *Piecewise* demuestran la eficiencia del algoritmo numérico diseñado por los autores. Se considera que las soluciones de estos problemas sirven para la estimación del coeficiente desconocido de traspaso de calor en el tiempo. Sin embargo, la linealización del modelo es su principal debilidad ya que ha sido establecido mediante un sinnúmero de experimentos una dependencia del frente de solidificación de metal durante el enfriamiento primario a lo largo del cristalizador aproximadamente semiparabólica.

Otro estudio novedoso es el sistema presentado por González G. (2010). Se obtiene un sistema computacional para el modelado y simulación del proceso de solidificación en el vaciado continuo. La formulación implementada considera dos cambios de fases en el proceso de solidificación del acero. El programa incorpora variables de operación del proceso tales como la temperatura en la artesa, velocidad de vaciado, composición química, caudal de agua del cristalizador, incremento de temperatura de agua del cristalizador. El criterio de parada para la simulación es la longitud metalúrgica. Este criterio es atinado ya que cualquier modelo del sistema de enfriamiento en la operación de IVC necesita garantizar el cierre del cono de solidificación antes del mecanismo de corte de palanquillas. En otras palabras, el cierre del cono de solidificación debe utilizarse como restricción de los modelos para el enfriamiento.

Con el mismo enfoque, Louhenkilpi S *et al*, (2008), obtienen los modelos de calibración para algunas de las propiedades físicas y termodinámicas de los metales que se vacían por este método tales como acero y cobre aleado. Estas propiedades se estiman en función de la

composición química de las aleaciones y la temperatura. Este modelo se valida parcialmente en condiciones de planta piloto y ha sido utilizado satisfactoriamente por algunos autores como Heput T. y Berciano V. (2009) como modelo complementario para estimar la dependencia de las propiedades térmicas de metal en solidificación. Sin embargo, aunque estos modelos no explican cómo lograr un correcto enfriamiento primario sin que se destruya la capa solidificada y se garantice la calidad superficial y volumétrica del acero (CSV) se pueden utilizar para el modelado del comportamiento de la densidad y la conductividad térmica del acero durante la solidificación.

Otro resultado obtenido es el modelo estocástico propuesto por Saunders A y Miodownik J. (2005) para las propiedades termo-físicas de las diversas fases que tienen las aleaciones metálicas durante el vaciado y su dependencia con la temperatura. En estos estudios la simulación permite obtener estas propiedades, no obstante, el número de aleaciones para las cuales tal información está disponible está muy limitado debido a la dificultad de medir los datos en cualquier proceso de solidificación. De hecho, otras investigaciones previas demuestran que a veces las pequeñas variaciones de la composición química del acero ocasionan grandes distorsiones, por lo que resulta no aconsejable extrapolar estas propiedades. La explicación se justifica a partir de los diagramas de estado de las aleaciones, en ella a composiciones químicas bien establecidas ocurren transformaciones eutécticas, peritéticas y eutectoides entre otras, con una variabilidad diversa entre sus propiedades químicas, físicas y tecnológicas. Lo más relevante de este resultado es que se obtiene mediante técnicas de regresión, modelos que describen las propiedades físicas del acero en función de la composición y la temperatura. Estos modelos se han aplicado satisfactoriamente por Simeón R. (2003), Morejón G. (2002) y Maceo A. (2003) *et al.*

Posteriormente, se retoma en algunas publicaciones el enfoque de problema inverso. Por ejemplo, González M. (2006) investiga la transferencia de calor durante el enfriamiento primario considerándolo como un problema inverso no lineal. Para garantizar las variables de entrada mide la temperatura en puntos dentro del cristalizador y considera que la incógnita es la geometría del volumen donde el problema está definido, o sea, las interfases presentes en el metal en solidificación. La representación de la geometría la basa en funciones radiales de la base del cristalizador y el problema inverso no lineal es solucionado con el método regularizado de Gauss Newton. El autor plantea lo siguiente: “La metodología sirve para estimar la posición de la línea de sólidos dentro del cristalizador fijada a la temperatura 1150 °C para aceros al carbono de baja aleación”. Esta isoterma en forma de línea invariante describe, la transformación peritética, la que se debe tener en cuenta debido al fenómeno no deseado en el vaciado conocido como fragilidad peritética que ocurre en el enfriamiento primario.

De igual manera Ramírez A *et al*, (2006) desarrollan un conjunto de simuladores en lenguaje C++ para el estudio del enfriamiento primario. En su estudio separan la transferencia de calor en cinco mecanismos diferentes y establecen un modelo para uno de ellos. El trabajo se enfoca en desarrollar herramientas de cálculo para representar lo que sucede físicamente durante el proceso de vaciado continuo por lo que no trata el problema del enfriamiento en toda su magnitud sino que describe la forma de propagarse el calor dentro del molde durante la solidificación parcial del acero.

Ya en los últimos años, las publicaciones acerca del enfriamiento primario evidencian que no se han unificado los enfoques para el modelado de este fenómeno. Esto se traduce en un aumento considerable de los volúmenes de publicaciones en revistas de prestigio internacional. Por ejemplo, Louhenkilpi S, (2009) propone un conjunto de modelos para el vaciado de planchones,

para lo que simplifica el estudio mediante la eliminación de la zona *mushy* de la interfase acero cristalizador y establece el coeficiente K del modelo de Savage y Prichard igual a cinco. Por otra parte, Mazumdar S, (2005) recalcula el coeficiente K del proceso antes expuesto y establece que el valor “ideal” para el vaciado de planchones igual a siete. Cabe notar que este coeficiente depende entre otros factores de las condiciones de enfriamiento de cada instalación concreta dadas por la estrategia de operación seguida. De igual manera Miettinen B, (2010) desarrolla un algoritmo de cálculo para la determinación de las propiedades del acero durante su solidificación. En esta investigación se esclarece el comportamiento cuasi estable de las propiedades de transporte del metal solidificado. No obstante, en el modelo obtenido no se evidencia la dependencia de estas propiedades físicas con los tipos de acero a vaciar ya que se trata de igual forma los aceros hipoeutectoides de los hipereutectoides en los que la diferencia entre las estructuras obtenidas durante la solidificación disgregan el comportamiento de la densidad y conductividad térmica. También Jablonka F, (2011) correlaciona el coeficiente de contracción térmica y la densidad del acero durante la solidificación mediante técnicas de regresión. Este resultado, parcialmente validado, se utiliza en la evaluación de tensiones y deformaciones en el producto colado siempre que se cuelen aceros de baja aleación y el enfriamiento primario se realice de forma normal.

Por otra parte, Thomas A, (2012) utiliza en sus modelos una modificación a la propuesta de Savage y Pritchard a partir de la introducción de una variación lineal del flujo de calor por sobre el nivel de acero en el cristalizador. Para una velocidad de vaciado de 1m/min, nivel de acero en el cristalizador (z) de 0,616 m y altura del cristalizador (H) de 0,700 m. La función utilizada es:

$$Q_{acero\ molde} = \begin{cases} 2680 - 2580\sqrt{0,616 - z}, & 0 < z < 0,616 \\ 2680 + 3190(0,616 - z), & 0,616 < z < 0,7 \end{cases} \quad (1.4)$$

Por otra parte, Paul E, (2013) realiza ajustes al modelo tradicional antes expuesto para cristalizadores en el vaciado de planchones por medio de una correlación con el tiempo de residencia de metal en el molde, de la siguiente forma:

$$Q_{acero\ molde} = \begin{cases} 5312t^{-0,04}, & cara\ izquierda \\ 3733t^{-0,49}, & cara\ derecha \end{cases} \quad (1.5)$$

Resultados experimentales a escala de banco de Samarasekera B, (2009) muestran un importante alejamiento de la Ley de Savage- Pritchard en cristalizadores de sección pequeña en condiciones de operación real. De hecho, la fórmula propuesta se ajusta mejor a un modelo signomial y presenta un coeficiente de correlación 11 unidades más alta para igual desviación estándar. La debilidad de los modelos expuestos con anterioridad es que son estudios restringidos a ciertas condiciones, por ejemplo, en el caso del modelo de la expresión 1.5 los valores de velocidad son bajos para condiciones reales de producción.

1.4.3 Operación del enfriamiento secundario.

El término "secundario" es un concepto que permite separar el estudio del sistema de enfriamiento en las IVC en dos grandes zonas de acuerdo a los mecanismos en los que ocurre el intercambio de calor. Este enfriamiento se caracteriza por el contacto directo del medio refrigerante con el metal mediante rociadores (Solorio G, 2006).

Sin embargo, en las IVC se subdivide esta zona en varias regiones para que ocurra la solidificación total del metal de forma progresiva para evitar deformaciones en la preforma o la acumular en su volumen tensiones térmicas (Richard A y Christo H, 2003). A diferencia del enfriamiento primario, en el estudio del enfriamiento posterior o secundario existe un consenso

entre la mayoría de los investigadores en esta rama acerca de la aplicación del modelo lineal de Milkizar (Expresión 1.6). Por ejemplo, Mackerle J, (2005), Long C, (2009), Lally L y Biegler H, (2009) y Lotov A *et al* (2005) lo aplican satisfactoriamente para estimar el régimen de enfriamiento de instalaciones de alta productividad. Otros tales como Richardson M, (1992), estiman mediante experimentación los límites del índice de riego (I_o) entre 0,5 y 2 L/kg para máquinas de tipo radial.

No obstante, la principal limitación que presenta según su autor es que “los coeficientes implicados en el modelo, o sea, la pendiente y el intercepto, son diferentes para cada tipo de instalación o condiciones tecnológicas”. Por esta razón, en diversas investigaciones tales como Hong K, (2005), Mosqueda V, (2006), Hein H, (2008) y Montgomery V, (2006) se acota el alcance de los coeficientes obtenidos mediante experimento a una “condición tecnológica bien restringida según régimen de enfriamiento, subzonas presentes, configuración de la sección transversal de la palanquilla y medios de enfriamiento entre otros”.

$$Q_2 = Pm \cdot I_o + Pm \cdot \gamma(TA - TTV)V_c \quad (1.6)$$

La expresión antes expuesta, caracteriza la magnitud del enfriamiento secundario a través de la relación con el caudal total de agua empleado por masa de acero vaciado mediante el índice de riego. Por otra parte, el coeficiente de corrección térmica (γ) depende del producto vaciado, del tipo de acero y de la estrategia adoptada en cada planta por lo que varían en un amplio espectro.

Sin embargo, el caudal total de agua en condiciones reales es desconocido ya que depende de disímiles factores. No obstante, algunos investigadores utilizan orientativamente la siguiente expresión como punto de partida. En el caso concreto de esta investigación, los coeficientes I_o y γ de la Instalación Caso de Estudio se estiman mediante experimentación.

$$I_o = \frac{Q_t}{\rho_{al} A c} \quad (1.7)$$

1.4.4 Modelado de la frecuencia de oscilación del cristalizador

A diferencia de otros modelos para la operación racional del proceso de vaciado continuo, el modelo que describe la frecuencia de oscilación necesaria en el molde se obtiene a partir de los Fundamentos de la Mecánica Newtoniana para el movimiento armónico forzado. Es por eso que la Expresión 1.8 se considera adecuada por la mayoría de los investigadores.

$$FO = \frac{500 \cdot V_{mm}}{C_m} \quad (1.8)$$

La velocidad media del molde (V_{mm}) tiene que superar necesariamente la velocidad de vaciado, pues en caso contrario se pegaría el metal al cristalizador. De acuerdo a la experiencia práctica de autores como Orrling C, (2010), Kim H, (2001), Hebertson J, (1994) y Krishna M *et al*, (2009) se asume en esta investigación la expresión siguiente:

$$V_{mm} = 1,3V_c \quad (1.9)$$

1.4.5 Operación de la cantidad necesaria de lubricante en el cristalizador.

Un valor de consumo de lubricante demasiado bajo provoca la adherencia de la pieza en el cristalizador, y como consecuencia, la ruptura de la capa solidifica, mientras que un exceso de lubricación implica el aumento de los volúmenes de gases en la interfase metal cristalizador y, por ende, un aumento considerable de la resistencia térmica existente entre el metal y la lingotera, por lo que necesariamente, para cada tipo de lubricante, existe un intervalo de valores óptimos de la cantidad de lubricante necesaria en cada cristalizador. Estos valores deben ser superiores a 0,30 kg m² (Holappa O, 2006, Hibbit K, 2009 y Hein H, 2008). La masa de

lubricante en la interfase metal cristalizador depende no sólo de sus propiedades físico químicas, sino también de la frecuencia de oscilación y, por lo tanto, de la velocidad de vaciado. En la literatura disponible se reportan modelos empíricos para la estimación de la cantidad mínima necesaria de lubricante para que el metal no se adhiera al cristalizador. En la literatura disponible aparecen diversas relaciones para la determinación de la masa de lubricantes por unidad de superficie del cristalizador. Entre otras, Steinrück S *et al*, (2010) demuestran que la cantidad necesaria de lubricante por unidad de superficie del cristalizador (ML) es proporcional a la frecuencia de oscilación, para lo que establece la siguiente expresión.

$$ML = \frac{1,7t_N}{FO^{0,5}V_c} \quad (1.10)$$

1.4.6 Secuencia del cambio de líneas durante la operación.

Según se expone en el acápite 1.3, el manejo de los tiempos de operación del proceso repercute decisivamente en el desempeño general del taller y de cada uno de sus agregados incluida la IVC, ya que a nivel de taller la aceración concluye con el vaciado continuo. El inadecuado tratamiento del problema de la secuenciación del cambio de líneas puede conducir al trabajo no armónico de la IVC con los restantes agregados del taller, pues determina el tiempo de vaciado de la hornada en curso. Sin embargo, muchas operaciones suceden simultáneamente por lo que se establecen tres intervalos de tiempo que rigen el vaciado a saber:

- Tiempo de permanencia del acero en la cazuela.
- Tiempo de permanencia del acero en la artesa.
- Tiempo para finalizar el vaciado.

El tiempo de permanencia del acero en la cazuela es el que transcurre desde que se abre la válvula deslizante y comienza a fluir acero de la cazuela al distribuidor, hasta que empieza a

fluir escoria y se cierra la válvula deslizante. De igual manera, el tiempo de permanencia del acero en el distribuidor es el que transcurre desde que la válvula deslizante de la olla se cierra para detener el caudal de acero al distribuidor, hasta que esta queda vacía. Por último, el tiempo para finalizar el vaciado comienza al quedar vacía la cazuela y colocarse la otra. Este tiempo se conoce como tiempo para el vaciado en secuencia (Gutemberg P, 2000, Ferreira E, 2007 y Fourestey G, *et al* 2008).

Las expresiones para el cálculo de los dos primeros tiempos son similares entre sí y están bien establecidas a partir de la Ecuación de Bernoulli y el balance de masa en todo el volumen de los recipientes. Sin embargo, a juicio del autor, el tiempo para la secuencia depende de la regla de conducta que se siga durante todo el vaciado. Por ejemplo, Chakrabarty S, (1995) y Facchinotti V, (2004) plantean que existen “operarios de mucha experiencia” que disminuyen sucesivamente la cantidad de metal producida a partir del cierre progresivo de las líneas. La debilidad de este método consiste en que la velocidad de producción no sigue un comportamiento lineal lo que trae consigo que muchas veces la artesa quede vacía en espera de la próxima cazuela. Otra estrategia utilizada es alargar el tiempo de vaciado con el cierre prematuro de la mayoría de las líneas y dejar una o dos abiertas (Huang X, 1998). Esto trae consigo el aumento del desgaste de los mecanismos de enfriamiento por sobreexplotación. Existen diversos métodos y enfoques para analizar el problema de la secuenciación, y aunque el problema no ha sido muy tratado en las investigaciones referidas a la operación de IVC se obtienen buenos resultados a través de métodos de optimización en la secuenciación de otros procesos metalúrgicos tales como la laminación de perfiles (Arzola J. y Fiol A, 2007).

1.4.7 La velocidad de vaciado y su influencia en la operación.

Uno de los principales parámetros en el funcionamiento de la IVC, en régimen normal de operación, es la velocidad de vaciado ya que mantiene una estrecha relación con el resto de las variables de operación. En otras palabras, una vez que se establece la estrategia de operación en cada hornada a partir de los intervalos de tiempo antes expuesto, se estima el resto de las variables de operación a partir de la velocidad tecnológica establecida. Con esta premisa coinciden autores como Zhiming C, (2006), William L, (2006) y Yin P *et al* (2003).

En la mayoría de los modelos de operación encontrados se evidencia la dependencia del caudal de agua por zonas (Q_i), longitud metalúrgica (CC), la frecuencia de oscilación del cristalizador (FO) y la masa de lubricante por unidad de superficie (ML) del cristalizador con la velocidad de vaciado (Bialecki R, 2005). De hecho, la publicación refiere la siguiente hipótesis “Si se quiere mejorar la operación de máquinas de vaciado continuo, entonces “búsqese una solución que mitigue la variación brusca de la velocidad de vaciado durante el proceso”. Con esta premisa, investigadores como Tomoro H, (1979), Voller C, (1990), Tapia V, (1994) Wawrzynek A, (2000) *et al* y Valdés T, (2004) utilizan en el modelado las variables de operación en función de la velocidad de colada y otros factores.

Conclusiones del capítulo

Del análisis crítico realizado de la bibliografía disponible puede concluirse lo siguiente:

- El carácter del modelado de la operación de los talleres en la industria siderúrgica es complejo, constituido por sistemas de modelos no lineales con interacción mediante estructura de modelos entre ellos y con la retroalimentación frecuente de los valores reales de las variables que describen el proceso productivo.

- El tiempo faltante TF para concluir la hornada constituye una variable de conciliación entre los agregados del taller.
- Aunque en la bibliografía disponible aparecen trabajos aislados referidos a diferentes modelos vinculados a la operación en régimen normal, como el modelo de la frecuencia de oscilación del cristalizador, el de la masa de lubricante y el de Milkizar para el enfriamiento secundario, no todos están suficientemente evolucionados y no se establece adecuadamente las interrelaciones entre ellos.
- Los reportes previos no se concretan en metodologías ni enfoques para el modelado del enfriamiento primario. Sin embargo, las investigaciones más recientes se fundamentan en los métodos numéricos para la determinación de los parámetros de operación.

**2. MODELADO DE LA OPERACIÓN
ASOCIADA AL PROCESO DE VACIADO
CONTINUO**

2. MODELADO DE LA OPERACIÓN ASOCIADA AL PROCESO DE VACIADO CONTINUO

Los sistemas de operación de los procesos productivos, condicionan la necesidad de establecer sistemas de dirección para todo el objeto y para cada uno de sus elementos componentes del objeto al tomar en cuenta las relaciones existentes ellos mediante la estructura de dirección adecuada al modelo conceptual de todo el sistema. Lo anterior se refiere, en particular, a la operación de las IVC en régimen normal.

La estructura del sistema debe asegurar el desempeño óptimo de todo el sistema y de cada una de sus partes y la coordinación con el sistema mayor del cual es parte componente. El análisis del sistema de vaciado continuo se realiza en correspondencia con la metodología de análisis y síntesis de sistemas descrita por Arzola J, (2007). Según se estudia en lo adelante, la estructura adecuada para la dirección de las operaciones de los agregados tecnológicos de las acerías es la jerárquica participativa, lo que se determina por la estructura del modelo matemático conceptual asociado al sistema de operación del taller.

2.1 Análisis externo del proceso de vaciado continuo a nivel de taller.

Aunque en la bibliografía disponible no se presenta un modelo matemático conceptual del que se derive la estructura más adecuada del sistema de operación del taller, si se puede deducir a partir de razones organizativas generales como una estructura jerárquica participativa, lo que se fundamenta en el acápite 1.2.

Así, la dirección de las operaciones de los agregados tecnológicos se ejecuta al ritmo del proceso productivo, por lo que se asocia al turno de producción, el que, a través del sistema de despacho, establece la tarea productiva a las instalaciones del taller: horno fusor, horno de cuchara, vaciado

continuo y áreas auxiliares. Esta tarea incluye los volúmenes de producción por marcas de acero, la configuración y dimensiones de las palanquillas a producir por cada hornada, en cada turno en correspondencia con el gráfico calendario que asegura el cumplimiento del plan mensual (Arzola J y Gonzáles I, 2007). Esta información se transmite a los sistemas de operación de cada agregado involucrado.

De igual manera, la tarea diaria se desglosa periódicamente por hornadas al sistema de dirección de cada una de las áreas e instalaciones tecnológicas y se solicita de ellas el tiempo mínimo requerido para concluir la hornada en procesamiento (Cordovés A y Lastres M, 2005). Así, el sistema de dirección de cada instalación tecnológica entrega el tiempo mínimo requerido para concluir la hornada (TF_{min}) a partir de la situación concreta de la misma, a solicitud del sistema del nivel superior.

En una tercera etapa, el sistema de dirección de las operaciones del taller determina el tiempo faltante para cada área que mejor satisface el sistema de preferencias para todo el taller. Este proceso de toma de decisiones se establece debido a la necesidad de armonizar la operación del taller con todas sus áreas e instalaciones tecnológicas. Una vez determinadas las duraciones requeridas para el término de la hornada, estas se convierten en directivas para todos y cada uno de los subsistemas representados en la figura 2.1. Una vez definido TF quedan decididos los valores de V_c y DB previamente calculados en la determinación de TF_{min} . En el caso concreto de esta investigación no se exponen a detalle las variables que interrelaciona el sistema de dirección de mayor envergadura con los hornos de fusión, cuchara, así como el resto de las áreas auxiliares por no ser objeto de investigación.

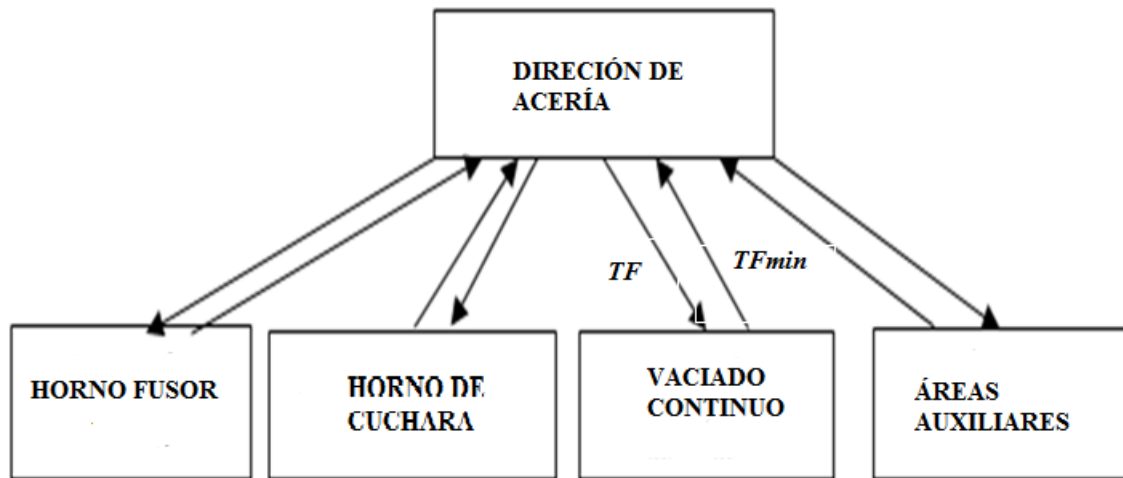


Figura 2.1 Sistema de dirección de las acerías modernas (Díaz Y *et al*, 2008).

2.2 Análisis externo de la operación de las instalaciones de vaciado continuo del acero.

El análisis externo se inicia por la determinación de las variables de coordinación, que establecen el vínculo entre la tarea estudiada correspondiente al sistema de mayor envergadura. De él depende la metodología a seguir en la determinación del sistema de dirección más adecuado a la operación de la instalación.

2.2.1 Variables de coordinación.

Según se deduce en el capítulo 1, en el caso de las instalaciones de vaciado continuo de acero de tipo radial las variables de coordinación se definen como:

- Tiempo restante para la culminación del vaciado de la hornada en curso (TF) o su equivalente, hora de terminación de la hornada.
- Temperatura establecida por el sistema de operación del taller, del metal en la artesa (TA).

2.2.2 Indicadores de eficiencia del sistema.

Las variables se definen a partir del sistema de preferencias del decisor, y determinan el desempeño de la instalación, entre los posibles, durante la operación del proceso de vaciado continuo en las empresas siderúrgicas (Chakrabarty S, 1995). A saber:

- Costo de producción C .
- Estabilidad mecánica de las líneas EM .
- Secuencialidad efectiva del vaciado SE .
- Calidad superficial y volumétrica de la palanquilla CSV .
- Diferencia entre el nivel de metal en la artesa y su valor deseado $\Delta N_{ivartesa}$.

El costo de producción se determina por los gastos por concepto de sustitución de piezas y paros improductivos, así como la alineación y reparación de los componentes en las líneas de vaciado por lo que no se puede calcular directamente durante la operación, y constituye una consecuencia directa del comportamiento del resto de los indicadores de eficiencia.

La calidad superficial y volumétrica de la palanquilla determina el índice de rechazos de productos vaciados por lo que influye sensiblemente sobre el costo de producción. Este indicador se satisface plenamente siempre que se cumplan todas las restricciones tecnológicas.

Como secuencialidad efectiva del vaciado SE en este trabajo se entiende el gráfico de operación de líneas que asegura el nivel necesario de metal en la artesa al momento de concluir el vaciado de la hornada en curso, por lo que se requiere considerar la disponibilidad de la nueva cazuela que se encuentra en la torreta de la IVC lista para iniciar su vaciado a tiempo. Esta variable se rectifica en cada ocasión en que se actualiza TF por el nivel superior. Este estado es el idóneo para realizar la secuencia y se supone que se alcanza siempre que se cumpla estrictamente el

tiempo restante para la culminación del vaciado de la hornada en curso. El cumplimiento estricto de este tiempo asegura la minimización de costos vinculados al tiempo de vida útil de la artesa (Díaz Y *et al*, 2013).

De la misma forma, la secuencialidad efectiva de vaciado (*SE*) permite regular de forma coherente el tiempo preestablecido entre hornadas. De afectarse la operación de los subsistemas presentes en el vaciado, estos afectarán el sincronismo de las operaciones del taller, con el consecuente perjuicio al costo de producción.

El logro de la estabilidad mecánica de las líneas establecidas por diseño, conduce al mínimo de costos de operación vinculados a confiabilidad del trabajo mecánico de la instalación. La estabilidad mecánica de las líneas es un indicador determinado por medición directa y se caracteriza por:

- Alineación vertical de las líneas.
- Horizontalidad de los rodillos de arrastre.
- Fijación de las armaduras de los *sprays*.

Estas características se aseguran al momento de puesta en marcha de la instalación y mediante la operación correcta de la misma, determinada esencialmente por la no variación de la velocidad de vaciado en cada línea. Esto se garantiza por valores adecuados de *TF* y *SE*.

La calidad superficial y volumétrica de la palanquilla se logra mediante la correcta selección de la velocidad de vaciado y del régimen de enfriamiento del metal en línea, lo que es también función del valor de *TF* y por tanto, de *SE*.

La solidificación de metal a la entrada de las buzas se produce como resultado de la disminución excesiva del nivel de metal en la artesa. La forma de evitarlo consiste en minimizar el tiempo de permanencia del nivel por debajo al deseado, durante el tránsito de una hornada a la siguiente

con vistas a asegurar la secuencia, es decir, minimizar $\Delta Nivartesa$ al final del vaciado de la hornada.

La determinación de la reserva de tiempo para la selección de la línea a cerrar transcurrido t_i para la combinación de líneas de vaciado en procesamiento hay que determinarla de forma tal de satisfacer, en lo posible, los restantes indicadores de eficiencia. Entre otras expresiones se puede considerar con este fin la mínima desviación cuadrática de los t_i con respecto a su valor medio.

2.2.3 Variables intermedias de interés.

La satisfacción de los cinco indicadores de eficiencia señalados anteriormente, se asegura mediante la correcta selección de las variables de decisión para toda la instalación y para cada línea de vaciado, cuyos valores se determinan también por las siguientes variables intermedias de interés, las que son significativas en el proceso de toma de decisiones y pueden, además, estar sujetas a restricciones tecnológicas y configurar, conjuntamente con las restricciones a las variables de decisión, el espacio de decisiones de la tarea de operación.

- Longitud metalúrgica de vaciado (o cierre del cono de solidificación).
- Espesor de la capa solidificada a la salida del cristalizador.
- Frecuencia de oscilación del cristalizador por cada línea.
- Caudal de agua por zonas de enfriamiento y por línea.
- Masa de lubricantes por unidad de superficie del cristalizador.

La longitud metalúrgica de vaciado (CC) se determina, para cada hornada en procesamiento y en cada línea de vaciado, por el régimen de enfriamiento, determinado a su vez, por la velocidad de vaciado.

Por otra parte, el espesor de la capa solidificada a la salida del cristalizador (*ECS*) depende de la dirección por la que se extrae el flujo calórico durante el cambio de fase y por el tiempo de permanencia del metal en el cristalizador, el que se determina a su vez por la velocidad de vaciado y el régimen correspondiente de enfriamiento adecuados a cada marca de acero.

Se define como frecuencia de oscilación del cristalizador (*FO*) la cantidad de oscilaciones por minuto del cristalizador siguiendo un movimiento armónico forzado y vertical. El valor de esta variable determina el adecuado desprendimiento de la superficie del acero solidificado durante el enfriamiento primario y el desplazamiento del metal dentro del cristalizador.

El caudal de agua (*Q*) es el gasto volumétrico necesario de cada zona y su modelado racional no se refleja adecuadamente en la literatura disponible, según se expone en el capítulo 1.

El modelado de la masa de lubricante por unidad de superficie del cristalizador (*ML*) se refleja adecuadamente en la literatura mediante la expresión (1.7).

2.2.4 Variables de decisión.

Están constituidas por las entradas que pueden ser modificadas a voluntad por el usuario del sistema de operación con el fin de obtener el mejor compromiso posible entre los indicadores del proceso (condicionado por el nivel de importancia que el usuario le dé a cada indicador), las que tienen que ser independientes entre sí. Durante la operación de la instalación se consideran las siguientes variables de decisión (Bruno A *et al*, 2010).

- Velocidad de vaciado.
- Diámetro de las buzas para todas y cada una de las líneas.
- Gráfico de líneas de trabajo en el tiempo, desde el momento en curso hasta el final del vaciado de la hornada.

Se requiere el *GL* como criterio de decisión una vez conocida la velocidad de vaciado. Sin embargo, esto no es un problema para generar soluciones debido a que cada instalación tiene de forma preestablecida las capacidades de procesamiento de metal en el tiempo y por ende las variantes de buzas que se utilicen durante la operación. En el caso de estudio de esta pesquisa el diámetro de salida varía desde 13 hasta 16 mm (Anexo 3). En la figura 2.2 se ilustra el resultado del Análisis Externo realizado.



Figura 2.2 Ilustración del Análisis Externo de la tarea de operación de la IVC

(Arzola J, 2007)

2.2.5 Modelo matemático conceptual del proceso de interacción con el nivel superior

El tiempo mínimo faltante se determina por la siguiente tarea de optimización (Avila R, 1999):

Minimizar

$$TF_{min} = \frac{C_{caz}}{N_{líneasdisp} \cdot A_{caz} \cdot V_c \cdot \rho_{al}} \quad (2.1)$$

Con el cumplimiento de las restricciones:

$$V_c \leq 0,9VPC \quad (2.2)$$

$$CC_{m\acute{a}x\ diseño} \geq CC(Vc) \geq CC_{m\acute{i}n\ diseño} \quad (2.3)$$

$$Vc \in V(DB^k); \quad k = 1, \dots, r \quad (2.4)$$

La soluci3n a esta tarea de optimizaci3n se halla por el m3todo de B3squeda Exhaustiva mediante la variaci3n consecutiva, de menor a mayor, de los di3metros de buza disponibles en la instalaci3n, mientras se satisfacen las restricciones (2.2), (2.3).

El tiempo TF determina la cantidad m3nima de l3neas de vaciado requeridas mediante la expresi3n (2.5), dado que al armonizar las operaciones con las restantes 3reas del taller es posible que TF sea tan peque1o que no haga falta operar todas las l3neas disponibles en la IVC.

$$n = Int \left[\frac{C_{caz}}{TAaV_c} \right] + 1 \quad (2.5)$$

Donde $Int [a]$ funci3n parte entera de a

2.2.6 Formalizaci3n de las restricciones del modelo.

Las restricciones del modelo deben asegurar los valores establecidos para las variables de coordinaci3n y los permisibles de las variables intermedias y de decisi3n.

La temperatura media del metal en la artesa TA est3 acotada superiormente por la temperatura admisible del refractario TTR ya que esta no puede superar la temperatura cr3tica del material que se encuentra en la pared de trabajo de la artesa. As3 mismo, se establece por tecnolog3a que TA no debe ser menor que la temperatura tecnol3gica de vaciado TTV (expresi3n 2.6) ya que implica que el metal no alcance la viscosidad necesaria para su vaciado. Existe un consenso entre la mayor3a de los tecn3logos en que la expresi3n 2.7, obtenida de forma emp3rica, es representativa de la temperatura necesaria en el metal. Por ejemplo, Guti3rrez M, (2002), Kamarovsky A, (2002), Fraiser A, (2008) y D3az S, (2009), lo utilizan satisfactoriamente en sus modelos.

$$TTR \geq TA \geq TTV \quad (2.6)$$

$$TTV = Co \cdot 65 \%C + 5 \%Mn + 30 \%P + 25 \%S + 8 \%Si \quad (2.7)$$

El cumplimiento de esta restricción se asegura a través de la regulación de la temperatura una vez evacuada la cazuela del área de homogenización con el polvo de cobertura como material aislante y el Tundish Term. El valor de TA es establecido por el nivel de operación de todo el taller.

El tiempo faltante para concluir la hornada (TF) se calcula como la suma de los tiempos de vaciado con diferentes combinaciones de líneas y se restringe por el tiempo mínimo requerido para concluir el vaciado de la hornada

$$TF = \sum_{i=1}^n T_i \geq TF_{min} \quad (2.8)$$

El cumplimiento de la restricción anterior se asegura mediante la selección adecuada del gráfico de trabajo de las líneas de vaciado (GL).

Se requiere igualmente definir las restricciones para cada una de las variables intermedias de interés ya que ellas condicionan el comportamiento de las restantes.

La variable intermedia espesor de la capa solidificada a la salida del cristalizador (ECS) es también función de la velocidad de vaciado y está sujeta, para IVC radiales a la restricción de diseño (Park H *et al*, 2009):

$$20 \text{ mm} \geq ECS \geq 10 \%DC \quad (2.9)$$

La restricción (2.9) es válida solo para productos de sección transversal rectangular o cuadrada.

El caudal de agua en los sistemas primario y secundario de enfriamiento se restringe inferior y superiormente por parámetros de diseño de la instalación dados específicamente para cada tipo

de molde utilizado o tipo de boquillas rociadoras en el caso del enfriamiento secundario (Shibata T, 2008, Paul E, 2013) y Pierer R, 2005).

$$Q_{min_i} \leq Q_i(Vc) \leq Q_{max_i} \quad (2.10)$$

Los modelos para la determinación de los valores de $Q_i(Vc)$, ($i = 1, 2$) se elaboran como parte de la presente investigación.

Según se muestra en el Capítulo 1, la masa de lubricante por unidad de superficie del cristizador es función de Vc y se restringe inferior y superiormente por limitaciones impuestas por el diseño de la instalación.

$$ML_{inf} \leq ML(Vc) \leq ML_{sup} \quad (2.11)$$

Las restricciones a las variables de decisión asociadas al gráfico de líneas (GL) se determinan por la restricción (2.8) a los tiempos de vaciado con diferentes combinaciones de líneas y al número de líneas a utilizar:

$$n \leq N_{líneas\ disp} \quad (2.12)$$

Las variables intermedias caudal de agua por zonas de enfriamiento y por línea Q , frecuencia de oscilación del cristizador por cada línea FO y diámetro de las buzas para cada línea DB y caudal de lubricante al cristizador, son todas funciones de la velocidad de colada para cada línea de vaciado que se encuentre en funcionamiento en cada momento determinado por el gráfico de líneas y se implementa por los correspondientes sistemas de control. Las restricciones de diseño (2.9), (2.10), (2.11) y (2.12) se cumplen generalmente para las condiciones de operación que se corresponden con las previstas por el diseño de la instalación, por lo que la verificación de su cumplimiento es competencia del sistema de preparación del proceso tecnológico (generación de tecnologías) para los casos no previstos por la tecnología original.

2.2.7 Modelo matemático conceptual de la operación de la IVC.

A partir de lo antes expuesto, se construye el modelo matemático conceptual de la operación de la IVC. Para esto, cada uno de los indicadores de eficiencia se expresa en función del resto de las variables a excepción de:

- Costo de operación, el que se determina por la satisfacción de los restantes indicadores de eficiencia.
- Estabilidad mecánica de las líneas, la que se determina mediante la constancia de la velocidad de vaciado en cada línea;
- Calidad superficial del vaciado se determinada por la correcta definición de la velocidad de vaciado, caudal de agua, en ambos sistemas de enfriamiento que se infiere a partir del resto de las variables de salida.

La secuencialidad efectiva del vaciado se asegura por el gráfico de líneas para la velocidad de vaciado a través de la determinación del tiempo de vaciado para las diferentes combinaciones posibles de líneas disponibles. Para esto se tiene en cuenta que una vez iniciado el cierre de una de ellas, no es posible ponerla en marcha nuevamente. Aunque este objetivo no presenta contradicción con el aseguramiento de la minimización de $\Delta Nivartesa$, este último objetivo se puede alcanzar para diferentes tiempos de trabajo con n líneas (Tosun I, 2007, Ureña F, 2008 y Sherif M *et al*, 2010).

La reserva ΔT_i para que el personal de operación de la instalación disponga de suficiente reserva de tiempo para decidir cuál de las líneas hay que cerrar al momento determinado se modela mediante la expresión (2.13), por el GL para las condiciones de operación que solo el operador

conoce y que no pueden ser modeladas matemáticamente dado su carácter subjetivo. Este propósito se puede modelar por:

$$\text{Minimizar } \sum_{i=1}^n \left(T_i(GL, Vc) - \frac{TF}{n} \right)^2 \quad (2.14)$$

El objetivo de minimizar $\Delta Nivartesa$ equivale a la condición de que se vacíe totalmente la cazuela con la adición (sustracción) del metal correspondiente al exceso (defecto) de nivel con respecto al deseado en la artesa. De tal forma, el modelo matemático conceptual de operación de la IVC se determina por el objetivo (2.14) con las restricciones.

$$\sum_{i=1}^n T_i(GL, Vc) = TF \quad (2.15)$$

$$\Delta Nivartesa (GL, Vc) = 0 \quad (2.16)$$

$$FO = FO(Vc) \quad (2.17)$$

$$Q_i = Q_i(Vc) ; i = 1, 2 \quad (2.18)$$

$$ML = ML(Vc) \quad (2.19)$$

El modelado definido por las relaciones (2.15) – (2.19) establece que todas ellas dependen de la velocidad de vaciado (Vc), por lo que su determinación se tiene que realizar antes de determinar las restantes variables, incluidas las variables T_i correspondientes al tiempo de vaciado con exactamente i líneas, cuyos valores determinan el gráfico de líneas (GL). El valor de Vc es común para todas y cada una de las líneas que se encuentran en operación, por lo que las funciones variables $FO(Vc)$, $DB(Vc)$, $Q_i(Vc)$ y $ML(Vc)$ se determinan una vez establecido GL .

2.3 Descomposición del modelo conceptual.

En correspondencia con la metodología de Análisis y Síntesis de Sistemas de Ingeniería expuesta en Arzola J. (2004) y la estructura matemática del modelo conceptual (2.14) – (2.19),

la estructura organizativa del sistema de operación de la instalación de vaciado continuo es necesariamente la centralizada con el siguiente orden de operaciones.

- Optimización para determinar TF_{min} , V_c y DB .
- Optimización del gráfico de líneas con la satisfacción del objetivo (2.4) que asegura el cumplimiento de las restricciones (2.15)-(2.19) correspondientes a los objetivos del cumplimiento del TF establecido, al número de líneas disponibles y del mínimo valor de $\Delta N_{ivartesa}$ al finalizar la hornada.
- Para las líneas que se determinan por el gráfico de líneas y para la velocidad de vaciado establecidas se calculan los valores de:
 - Frecuencia de oscilación del cristalizador (FO).
 - Caudal de agua (Q_i) por zonas, el que se determinan, además de las variables de decisión mencionadas, por la marca de acero a vaciar, temperatura de metal en la artesa y presión de agua a la entrada del cristalizador.
- Masa de lubricante por unidad de superficie del cristalizador (ML).

Así, la descomposición del modelo matemático conceptual de operación de la instalación de vaciado continuo del acero conduce a la estructura centralizada ilustrada en la figura 2.3. La sencillez de las dependencias expuestas anteriormente hace innecesario, por lo evidente, el análisis externo de cada subsistema de la estructura. Una vez conocido el modelo matemático conceptual y la estructura de tareas de operación se requiere identificar el sistema interrelacionado de modelos definido. Este modelo matemático conceptual constituye una novedad ya que se define por primera vez una metodología para la operación a través del sistema

interracionado de modelos para instalaciones radiales de vaciado continuo de acero de sección cuadrada.

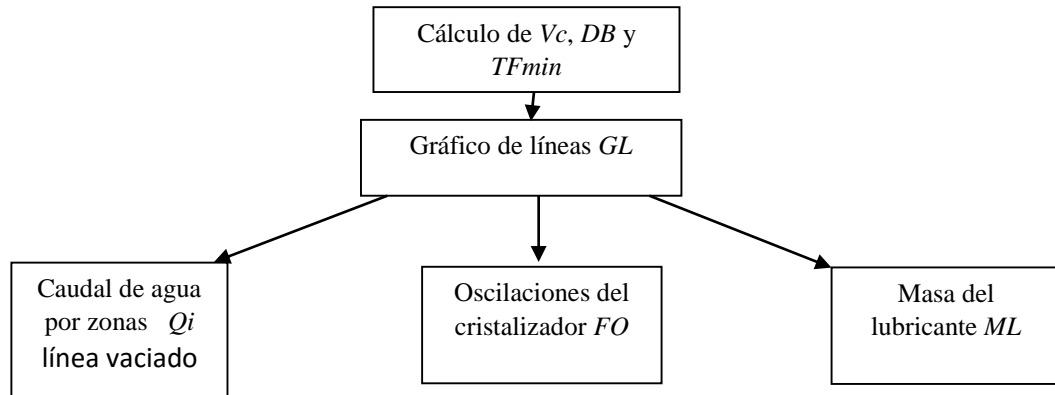


Figura 2.3 Sistema de operación de las instalaciones de vaciado continuo

2.4 Análisis interno de las tareas de operación de las IVC.

Del capítulo 1 se infiere que no existe consenso entre las metodologías y/o modelos establecidos por diversos autores para determinar la velocidad de vaciado y el caudal de agua por cada zona en las MCC. Queda claro que prevalecen los métodos numéricos para la determinación de valores apropiados de estas variables.

Según se deduce anteriormente, y en correspondencia con resultados previos reportados por diversos autores tales como Cordovés A y Lastres M , (2005), Barreiro J, (2006) y Astigarraga J, (2005) el costo de producción C , la estabilidad mecánica de las líneas EM , la secuencialidad efectiva del vaciado SE y la calidad superficial y volumétrica de la palanquilla CSV , se aseguran mediante la determinación de la velocidad racional de vaciado de las líneas en correspondencia con el modelo matemático conceptual. Es por eso que se requiere identificar las siguientes relaciones que forman parte del modelo matemático conceptual:

- Velocidad de vaciado V_c .

- Altura del metal en la artesa H .
- Caudal de agua por zonas de enfriamiento y por línea Q_i .
- Longitud metalúrgica de vaciado CC .
- Espesor de la capa solidificada a la salida del cristalizador ECS .
- Frecuencia de oscilación del cristalizador por cada línea FO .
- Masa de lubricante por unidad de superficie del cristalizador ML .

En el capítulo anterior se fundamentan relaciones satisfactorias deducidas por otros autores para la descripción de CC , ECS , FO y ML por lo que en lo adelante se deducen las expresiones necesarias para la determinación de las variables V_c (DB_i), H y Q_i

2.4.1 Modelado de la velocidad de vaciado.

La solución de la tarea de estimación de la velocidad de vaciado como parte de la operación de la IVC implica la formulación de un modelo analítico donde no solo se considere la solución propuesta por los modelos teóricos (Savage R. y Prichard W, 1954) válidos en el rango de velocidades pequeñas, sino que tenga en cuenta también la continuidad del proceso de vaciado.

(figura 2.4)

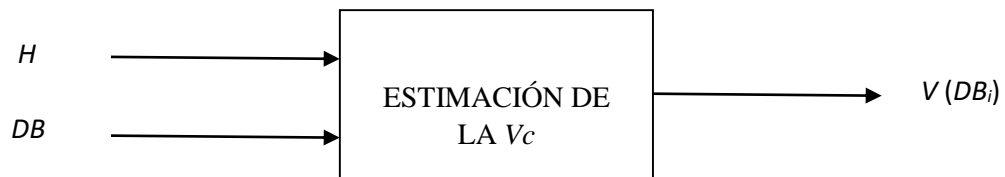


Figura 2.4 Variables implicadas en la estimación de la velocidad de vaciado

(Arzola J. y Fiol A, 2007).

El balance de masa en la interfase artesa cristalizador se describe por la expresión 2.20.

$$Q_{a\ acum} = Q_{a\ ent} - Q_{a\ sal} \quad (2.20)$$

Donde Q_{aacum} , Q_{aent} y $Q_{a sal}$, son los caudales másicos de acero que se acumulan, entran o salen en el cristalizador respectivamente. Sin embargo, la continuidad del proceso determina que la instalación no acumule acero, por lo que se puede igualar el gasto másico de entrada al de salida. Para similares condiciones de viscosidad del acero (similar temperatura y composición química), entre el nivel de metal en la artesa y la velocidad de vaciado en cada línea existe una relación de condicionamiento mutuo. Mientras mayor sea el nivel del metal en la artesa mayor será la velocidad de vaciado, ya que la presión ferrostática del metal provoca un mayor caudal de salida del acero por cada una de las buzas. En otras palabras, si se garantiza un nivel constante de metal en la artesa sin variarse el diámetro de las buzas, se logra una velocidad constante de vaciado lo que condiciona que en cada instante de tiempo pase por el cristalizador la misma cantidad de metal aproximadamente.

La condición de velocidad constante de vaciado influye decisivamente sobre la calidad del proceso de solidificación del acero, ya que solo a velocidad constante se asegura el crecimiento uniforme y paulatino de la corteza solidificada dentro y fuera del cristalizador. Este mismo requisito resulta indispensable para asegurar una estructura cristalina deseada del producto terminado a partir de valores constantes de extracción del flujo calórico en el cristalizador, lo que influye considerablemente en la eficiencia general del proceso. Como expresión de partida en la determinación del modelo adecuado se utiliza la llamada ley de Savage- Prichart.

$$Q_{a ent} = \frac{\rho_{al} \cdot \pi \cdot DB^2}{4} \sqrt{2 \cdot g \cdot H} \quad (2.21)$$

Sin embargo, el caudal del acero extraído del cristalizador se determina tecnológicamente por la velocidad de vaciado a partir del caudal másico del acero que sale del cristalizador

$$Q_{a\ sal} = A_c V_c \rho_{as} \quad (2.22)$$

$$V(DB_i) = \Omega \cdot DB_i^2 \cdot H^{0,5} \quad (2.23)$$

Al sustituir las Ecuaciones 2.21 y 2.22 en la Ecuación 2.23 considerar que el acero acumulado en la artesa se mantiene constante (flujo estacionario), se obtiene la expresión 2.24 para la velocidad de colada en función de la altura de metal en la artesa y el diámetro de la buza con que se vacía en cada instante de tiempo.

$$\Omega = \frac{\rho_{al} \pi \sqrt{2g}}{4A_c \rho_{as}} = 3,5 \frac{\rho_{al}}{A_c \rho_{as}} \quad (2.24)$$

Este coeficiente depende de las características constructivas del cristalizador y muy débilmente de las posibles variaciones de la composición química y las fases presentes en el acero.

En condiciones de operación, este coeficiente se debe estimar experimentalmente para cada tipo de instalación ya que existen diversos parámetros que afectan la determinación de la densidad tales como la temperatura y la contracción volumétrica del metal en el proceso de solidificación. También algunos autores tales como Saxen H y Fredman P, (1998), Poirier J, (2003) y Brandaleze M *et al* (2013) demuestran que la distribución de temperaturas en la artesa no es uniforme por lo que considerar que las propiedades físicas del acero se mantienen constantes en todo su volumen es simplemente una simplificación del modelo. En lo adelante, se presentan las condiciones de experimentación utilizadas en la identificación de modelo anterior para el Caso de Estudio adoptado.

Descripción de la instalación experimental y los instrumentos de medición.

En la figura 2.5 se muestra un esquema de la instalación que se utiliza para la estimación del coeficiente Ω .

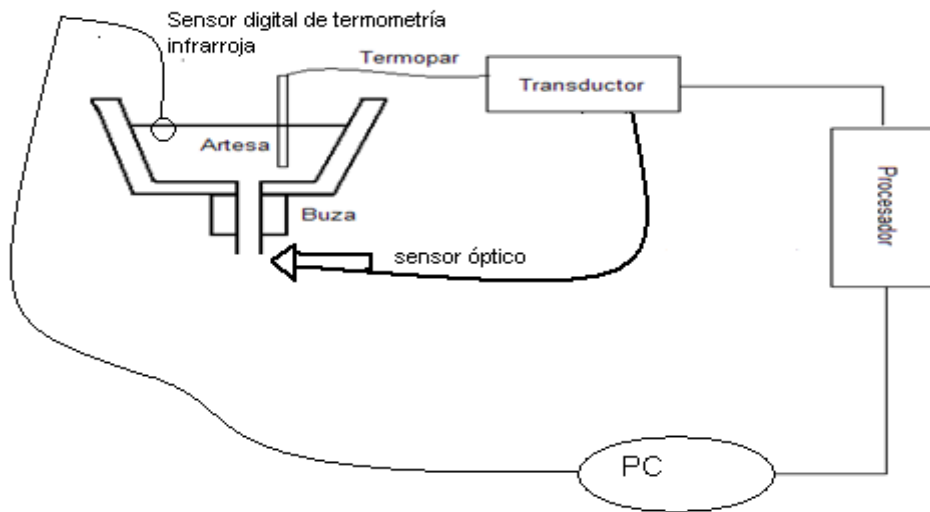


Figura 2.5 Instalación experimental. Díaz Y. (2010) et al

Ella incluye la artesa de vaciado con los instrumentos de medición que a continuación se listan:

- **Sensor de termometría infrarroja:** está dispuesto de forma transversal al vaciado del acero por la parte exterior de la artesa separado a un metro. Lee la altura mediante las emisiones calóricas por radiación del metal dentro del recipiente.
- **Termopar:** En la investigación se utiliza el de platino-platino rodio con error de exactitud de 3°C . Se introduce en el baño metálico dentro de la artesa.
- **Sensor óptico:** Necesario para medir la velocidad de vaciado en m/min. Utiliza el Efecto *Doppler* para su desempeño y almacena sus lecturas en la base de datos acoplada al PLC.
- **Pie de rey:** se utiliza para comprobar los diámetros de las buzas que se acoplan a sistema de revólver para el cambio.

Es necesario aclarar que los equipos antes descritos están Certificados por la Empresa Bureau Veritas que posee la categoría de Certificadora Internacional de Equipos de Medición y Calidad de las Mediciones

Para el diseño estadístico del experimento se utiliza un modelo factorial estándar 3^n a dos niveles, dado el carácter no lineal de los modelos a estudiar, el comportamiento aleatorio de sus variables que permite extraer información de los efectos principales y de las interacciones.

Con esta premisa se obtiene un tamaño mínimo de la data experimental igual a nueve mediciones. Los valores obtenidos se recogen en el Anexo 4.

2.4.2 Modelado de la altura de metal en la artesa.

La estimación de la altura del metal en la artesa se determina a partir del balance de masa en la artesa expresado en volúmenes de acero líquido. Para esto, se considera que el caudal de acero que entra a la artesa es exactamente igual a la cantidad de metal vertido desde la cazuela y al que sale hacia cada uno de los cristalizadores. Lo antes expuesto garantiza la condición de estacionalidad de la masa de acero alojada en la artesa una vez llenada hasta la altura ideal H^d y por ende la minimización las fluctuaciones en la altura de metal en el recipiente H .

Entonces, al aplicar la ecuación de Bernoulli en todo el volumen de la cazuela, se obtiene la masa de acero que sale de la cazuela y entra al cristizador de acuerdo a la siguiente expresión (Díaz Y *et al*, 2010).

$$Q_{caz} = \frac{\alpha \cdot \rho_{al} \cdot \sqrt{\pi} \cdot d_{cierre}^2}{4 \cdot d_{trcaz}} \sqrt{\frac{2 \cdot P}{\rho_{al}}} \cdot TF \quad (2.25)$$

De igual manera, la masa de metal que se extrae del recipiente de vaciado se dedujo en la expresión 2.22 para cada línea de la MCC, por lo que para el número líneas n se obtiene la de metal total que se cuele.

$$Q_{a\ sal} = n \cdot A_C \cdot \rho_{al} \cdot V_c \cdot TF \quad (2.26)$$

Al hacer el balance de masa en la artesa se obtiene la cantidad de metal alojada en la artesa para cada instante de TF de acuerdo a la expresión 2.27 (Díaz Y *et al*, 2010).

$$Q_{ar} = |Q_{caz} - Q_{a\ sal}| \quad (2.27)$$

Los términos antes expuestos al multiplicarse por la densidad del acero y dividirse entre el área de la base de la artesa (al considerarse su geometría como una figura regular). Nótese que los términos que forman parte de las dimensiones de la cazuela y la artesa se pueden considerar aproximadamente constantes siempre que el desgaste de las mismas tenga un comportamiento normal. Si se divide el este flujo de acero entre el área de la artesa se obtiene en cualquier instante de tiempo la altura de metal alojada en ella.

$$H = |Q_{caz} - Q_{a\ sal}| \frac{TF}{A_{ar}} \quad (2.28)$$

El modelo 2.28 permite regular la diferencia en el nivel de metal en la artesa a través del peso efectivo de metal que se encuentra en la cuchara y la cantidad de líneas que cuelan durante los intervalos de tiempo. El control de la masa de metal se asegura mediante sensores de peso debido que la mayoría de las instalaciones modernas lo poseen en las torretas porta cazuelas.

2.4.3 Modelado del caudal de agua por zonas

Debido a la diferencia de los mecanismos de transferencia de calor implicados durante la solidificación del metal. No obstante, en concordancia con el balance energético total de la instalación, independientemente de las zonas presente en la IVC en cuestión se debe lograr la solidificación total de metal antes de llegar al mecanismo de corte. Es por esto, como se explica en el acápite 1.4.1, que la mayoría de los autores proponen la separación del estudio del sistema de enfriamiento en las zonas del cristalizador (enfriamiento primario) y de los *sprays* (enfriamiento secundario).

2.4.3.1 Modelado del caudal de agua durante el enfriamiento primario.

Otro inconveniente que se encuentra al solucionar la tarea de determinación del caudal requerido de agua por zonas, es la dispersión que existe entre los modelos tradicionales cuando se aumenta V_c a valores superiores a 1,8 m/min (Hunt D, 2005). Por esta razón, se confecciona un modelo estadístico predictivo del caudal del agua a partir de las variables del proceso con ayuda del Análisis de Regresión Múltiple.

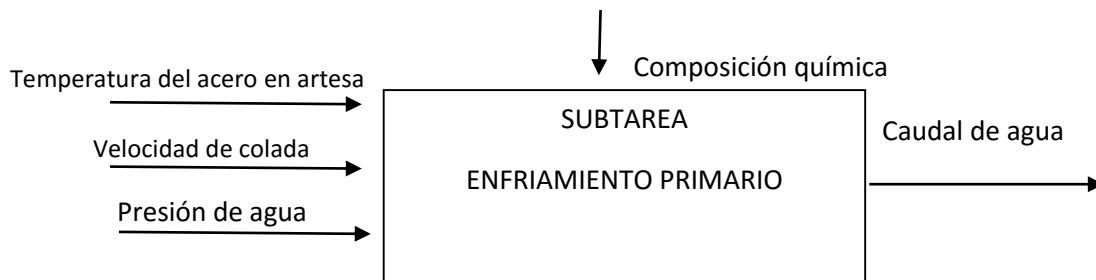


Figura 2.6 Variables implicadas en el enfriamiento primario (Díaz Y, 2012) *et al.*

Para la construcción del modelo se considera como variable dependiente el caudal de agua en el cristalizador y como variables independientes, la temperatura del metal en la artesa, la velocidad de vaciado y la presión a la entrada del cristalizador. De igual manera se establece la composición química como perturbación (figura 2.6).

Descripción de la instalación experimental.

La figura 2.7 muestra la instalación en la que se realizan los experimentos. Ella está compuesta por los componentes y los instrumentos de medición ilustrados. Las mediciones se convierten en señales eléctricas mediante el transductor que almacena los datos obtenidos en un procesador digital. Estos instrumentos tienen las siguientes características.

- **Termómetro digital de alta precisión:** Se encuentra instalado en el sistema hidráulico de la IVC. Está debidamente calibrado y certificado. Realiza lecturas de cero a 120 °C con una precisión de ± 2 °C.
- **Barómetro:** Está colocado a la entrada del sistema de enfriamiento. Realiza lecturas de la presión que impulsa al agua que se introduce en el cristalizador medida en *BAR* y su error de precisión es ± 5 Pa.
- **Medidor de Coriolis:** Se utiliza para medir gasto de agua a altas velocidades donde los medidores tradicionales difieren de la realidad. Mide el caudal por zonas de la IVC en L/min. Su error de precisión oscila entre 10^{-3} - 10^{-2} L/min.
- **Espectrómetro:** Utilizado para medir de forma directa la composición química del acero. Para controlar la marca de acero se sigue el mismo a través del número de vaciado.

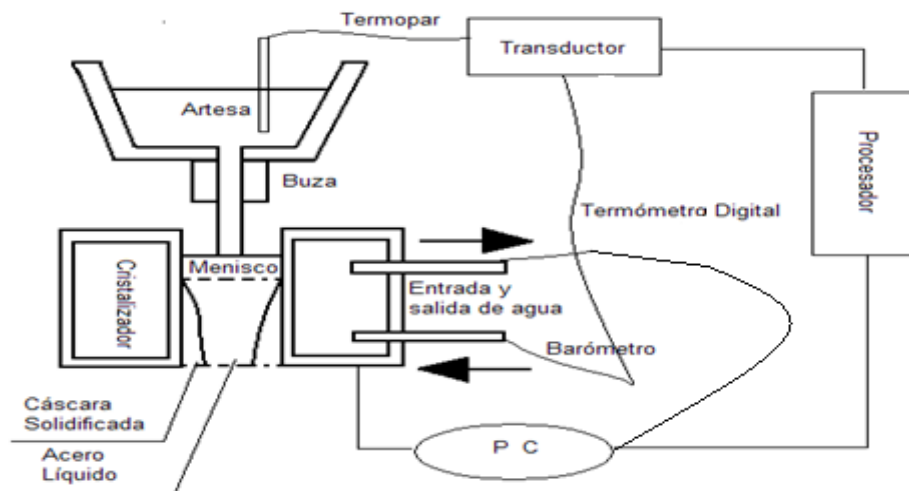


Figura 2.7 Instalación experimental para el enfriamiento primario (Díaz Y *et al*, 2012).

Obtención del modelo.

Resulta necesario establecer un criterio para seleccionar la estructura del modelo a utilizar. Este criterio será elaborado a partir de la utilización de las d^ocimas de hipótesis para los cuales, se partirá del análisis de los componentes que resultan al descomponer la suma de los cuadrados de las variaciones totales (respecto a la media) y del cumplimiento de similares condiciones tales como normalidad, varianza constante y aleatoriedad en el muestreo de la variable de salida. Se establece el procedimiento para la selección de variables hacia atrás, descrito en Arzola J. (2000) a partir de un conjunto de variables independientes, las potencias de mejor ajuste y las interacciones entre términos, se eliminan uno a uno los términos no significativos hasta que permanezcan en el modelo tan solo los significativos.

A partir de estas consideraciones se procede a formular un modelo de la transferencia de calor en el proceso de enfriamiento primario, una vez controladas las variables, se someten los datos obtenidos a una regresión múltiple, con el caudal (Q_1) como variable dependiente y el resto de las variables, es decir, la temperatura del metal en la artesa, la presión de agua, la composición química y la velocidad de vaciado se toman como variables independientes.

En el diseño estadístico de este experimento se consideran las mismas condiciones descritas en el acápite anterior, pero se realiza réplica por lo que el tamaño de la muestra es de 194 juegos de datos. Los resultados se recogen en el Anexo 5, 6 y 7.

En las primeras iteraciones del proceso de modelado por técnicas de regresión se desestiman las interacciones de tercero y segundo orden. Posteriormente se elimina escalonadamente en las otras iteraciones el porcentaje de fósforo, azufre y cobre, respectivamente. De todos estos elementos se mantiene solamente el carbono y el manganeso, esto coincide con otros resultados

encontrados en la literatura para modelos de regresión de la conductividad térmica del acero lo que guarde estrecha relación con el enfriamiento.

$$Qp = 3,69315 \cdot 10^6 + 3317,25\%C - 119398\%Mn - 121,595 \text{Ln}(\%C) + 91247,3 \text{Ln}(\%Mn) + 1463,94 \text{Ln}(Pa) - 569732 \text{Ln}(TA) - 2214,35 \text{Ln}(Vc) - 238,379Pa + 363,445TA + 1633,11TA^2 + 1509,84Vc \quad (2.29)$$

R²: 99,3 %, Desviación estándar: 1,3098

El valor del coeficiente R² se da frecuentemente en porcentaje y define la proporción de la variación total con respecto a \bar{Y} que es explicada por la regresión, por lo que puede ser interpretada como una medida de la calidad del ajuste que se logra con la regresión.

2.4.3.2 Modelado del caudal de agua durante el enfriamiento secundario.

Aunque existen diversos mecanismos para extraer el calor durante el enfriamiento secundario, el más intenso es a partir de la acción directa del agua mediante rociadores. Este es el mecanismo de extracción del calor en el enfriamiento secundario, no sólo porque permite extraer la mayor cantidad de calor sino también regular la intensidad del enfriamiento. El procedimiento que se propone para estimarlo en esta investigación consiste en lo siguiente:

- Realizar mediciones en la instalación experimental (Figura 2.8).
- Demostrar el comportamiento lineal entre las variables.
- Obtener un modelo de regresión lineal de los valores medidos.
- Determinar mediante el modelo los valores de la pendiente y el intercepto.

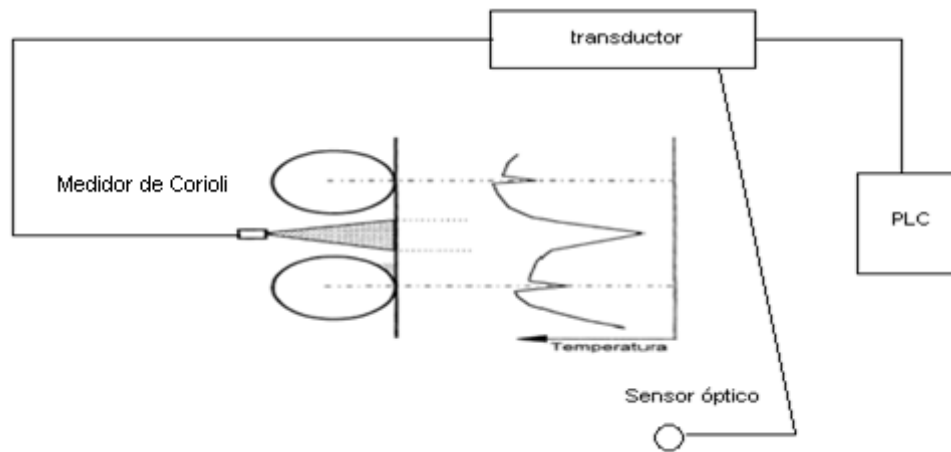


Figura 2.8 Instalación experimental para el enfriamiento secundario (Díaz Y *et al*, 2013).

Para el diseño estadístico del experimento se consideran las mismas condiciones descritas con dos réplicas en los datos lo que arroja un tamaño mínimo de la muestra de 36 mediciones a cada variable. La cantidad de réplicas se justifica en la necesidad de comprobar el carácter lineal del modelo. De igual manera se obtiene una muestra de 49 mediciones (Anexo 8).

Obtención del modelo.

Para obtener un modelo estadístico del proceso de enfriamiento secundario una vez controladas las variables, se realiza una regresión lineal simple a partir de los datos obtenidos. El modelo de regresión obtenido es:

$$Q_s = 46.27 + 172,852 \times Vc \quad (2.30)$$

Los resultados asociados a la regresión lineal simple que se realiza son los siguientes:

Coefficiente de Correlación: 0,986

R^2 : 97,4 %

Error estándar: 5.43955

Error absoluto medio: 4,22

Estos valores de R^2 y el error estándar explican la robustez del modelo lineal obtenido.

2.4.4 Modelado de la longitud metalúrgica.

La longitud metalúrgica o distancia a lo largo de la línea de vaciado requerida para la solidificación completa, se determina por la velocidad de vaciado y el régimen de enfriamiento asociado. Existe un valor máximo dado por el diseño de la MCC que en alguna medida acota superiormente la velocidad de vaciado para asegurar el cumplimiento de esta condición. Existen diversas expresiones que describen a CC , de todas ellas la más aceptada por los autores resulta la ecuación 2.31.

$$CC = \frac{Aa^2}{4 \cdot k^2} \cdot Vc \quad (2.31)$$

2.4.5 Modelado del espesor de la capa solidificada.

Bajo la condición del régimen estacionario de la cáscara se estima el crecimiento del grosor a lo largo del vaciado como una función de tiempo a partir la llamada regla de la raíz cuadrada o Ley de Lighfoot. Este modelo explica con suficiente precisión el crecimiento de la cáscara solidificada para instalaciones radiales de vaciado de acero de sección transversal simétrica como la del Caso de Estudio.

$$ECS = K\sqrt{\tau} \quad (2.32)$$

Los valores más utilizados de K en las tecnologías de vaciado para aceros oscilan desde tres hasta 31, aunque usualmente se fija como 28 el valor el más idóneo para la instalación Caso de Estudio (Krishna M *et al*, 2011).

2.4.6 Modelado de la frecuencia de oscilación del cristalizador.

Para estimar la velocidad de oscilación en los cristalizadores se utiliza la expresión 1.1, la que depende de la longitud de la carrera del cristalizador y del período de oscilación durante el movimiento armónico forzado, sujeto a la restricción (2.20).

$$FO = \frac{500V_{mm}}{cm}; \quad V_{mm} = 1,3 V_c \quad (2.33)$$

2.4.7 Modelado de la masa de lubricante

Por último, para estimar la masa de lubricante por unidad de superficie del cristalizador se utiliza la Expresión (1.10). La expresión 2.34 es de naturaleza estrictamente tecnológica y en calidad de modelo se utiliza cuando se el medio de lubricación es aceite. No obstante, el resto de los medios de lubricación han sido suficientemente estudiados ya que se han establecido modelos robustos para su estimación.

$$ML = \frac{1,7t_N}{n^{0,5}v_c} \quad (2.34)$$

Conclusiones del capítulo.

1. El análisis externo de la tarea de operación de instalaciones de vaciado continuo de tipo radial, como problema de toma de decisiones, permite definir una estructura centralizada de los modelos involucrados en este problema.
2. Se destaca como tareas centrales de la estructura anterior las de determinación del tiempo mínimo indispensable para concluir la hornada propuesta al nivel del taller, la de determinación de la velocidad de vaciado y la de determinación del gráfico de líneas.
3. Para los valores obtenidos de las tareas centrales de la estructura se determinan, con ayuda de modelos subordinados, los valores a establecer de caudales de agua en los enfriamientos

primario y secundario, frecuencia de oscilaciones del cristalizador y masa de lubricante a utilizar.

4. Se definen el plan experimental y la instalación requerida para la estimación del coeficiente Ω en el modelo de la velocidad de vaciado.
5. Los modelos del caudal de agua por zonas de enfriamiento obtenidos en la instalación Caso de Estudio mediante técnicas de regresión presentan elevados coeficientes de correlación y poca desviación estándar, por lo que pueden ser utilizados una vez validados en condiciones de explotación como variables intermedias de interés en el modelado de la operación de la IVC.

**3. IMPLEMENTACIÓN, VALIDACIÓN Y
ANÁLISIS DE LA APLICACIÓN DEL SISTEMA
DE MODELOS**

3. IMPLEMENTACIÓN, VALIDACIÓN Y ANÁLISIS DE LA APLICACIÓN DEL SISTEMA DE MODELOS

Una vez que se dispone del sistema interrelacionado de modelos matemático identificado para la operación de las instalaciones de vaciado continuo de tipo radial, se necesita validar que los resultados experimentales coincidan con los del proceso y que las acciones de operación se correspondan con las requeridas. Es por esto que, una vez validados los modelos, se requiere elaborar los algoritmos de operación de todo el proceso, y verificar la efectividad de funcionamiento del sistema de modelos en condiciones cambiantes, correspondientes a las existentes en las instalaciones reales.

En el capítulo se exponen los resultados obtenidos en la elaboración de estos procedimientos, así como una fundamentación económica, ecológica y energética del modelado de la operación de la instalación objeto de estudio.

3.1 Validación del modelo de la velocidad de vaciado.

La expresión detallada del modelo matemático de la velocidad de vaciado requerida se dedujo en el acápite 2.4.3. Sin embargo, la expresión 2.24 correspondiente al cálculo del coeficiente Ω de este modelo, depende de la densidad del acero en estado líquido y sólido respectivamente. Aunque es cierto que existen modelos referenciados en la literatura para estimar la densidad de acero según el estado de agregación y de la temperatura en el que se encuentran, se necesita comprobar que el valor del coeficiente se aproxime al que se obtiene experimentalmente en la instalación Caso de Estudio.

Los resultados obtenidos de la altura estimada (H_{est}) y la real (H_{real}) con 17 mediciones en la

instalación descrita en el capítulo anterior se muestran en la tabla 3.1. Ella refleja que los valores del promedio, desviación estándar y coeficiente de variación no difieren en sus resultados. Por otra parte, los resultados del sesgo y la curtosis estandarizada con valores acotados entre ± 2 aseguran que ambas muestras provienen de distribuciones normales ya que se encuentran dentro del rango esperado.

Tabla 3.1 Resumen estadístico de la comparación de H_{est} y H_{real}
(Díaz Y, 2011) *et al*

	Altura estimada	Altura real
Cantidad	17	17
Promedio	0,642	0,641714
Desviación Estándar	0,0430504	0,0389389
Coefficiente de Variación	6,70566	6,06795
Mínimo	0,592	0,595
Máximo	0,702	0,694
Rango	0,11	0,099
Sesgo Estandarizado	-0,102439	0,00966424
Curtosis Estandarizada	-0,90243	0,963373

Se realiza una prueba F para establecer el comportamiento de las desviaciones estándar (sigma) con las hipótesis siguientes.

Hipótesis Nula: $\sigma(\text{est}) = \sigma(\text{real})$

Hipótesis Alternativa: $\sigma(\text{est}) \neq \sigma(\text{real})$

$F: 1,22232$ valor- $P = 0,813673$

En este caso, la prueba se realiza para determinar si la razón de las desviaciones estándar es igual a 1,0 o la hipótesis alternativa de que el cociente no es igual a 1,0. Puesto que el valor-P calculado no es menor que 0,05 se acepta la hipótesis nula, o sea, no existe una diferencia significativa entre las desviaciones estándar de ambas muestras. Lo antes expuesto se evidencia en la figura 3.1. Al ser demostrado que no hay diferencias estadísticamente significativas entre las varianzas, se realiza la prueba t para comparar las medias de ambas poblaciones con un intervalo de confianza del 95 % a partir de los siguientes supuestos:

Hipótesis nula: $\text{media}(H_{est}) = \text{media}(H_{real})$

Hipótesis Alternativa: $\text{media}(H_{est}) \neq \text{media}(H_{real})$

La prueba arrojó un valor del estadígrafo t igual a 0,0130225 con un valor-P de 0,989, un intervalo de confianza desde -0,0475177 hasta 0,0480892. Puesto que el intervalo contiene al valor 0 implica que no hay diferencia significativa entre las medias de las dos muestras de datos, o lo que es lo mismo, se acepta el supuesto propuesto en la hipótesis nula (Figura 3.1).

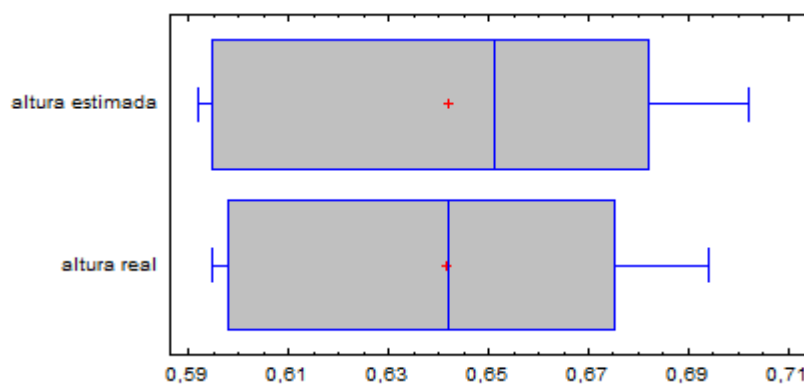


Figura 3.1 Gráfico de caja de bigotes de las poblaciones obtenidas (Díaz Y *et al*, 2009).

Otro resultado que se deriva de este modelo es que los valores de las medias de las alturas en

ambas muestras oscilan entre 0,645 y 0,656 m lo que coincide con los recomendados por el fabricante de la instalación Caso de Estudio.

Para estos valores el coeficiente Ω del modelo se fija con un valor promedio de $2,7 \times 10^{-5} \text{m}^{-2}$. De igual manera, al sustituir los valores promedios de densidad en estado líquido y sólido respectivamente en la expresión 2.24 se obtiene un valor de $\Omega = 2,667 \times 10^{-5} \text{m}^{-2}$. De esta pequeña diferencia se deduce que en la Instalación Caso de Estudio, para las condiciones investigadas la temperatura del metal en la artesa no es significativa para la variación de la densidad siempre que se cuele dentro de los parámetros tecnológicamente establecidos. La obtención del valor de Ω para las condiciones de operación de la instalación estudiada constituyen novedad científica.

3.2 Validación del modelo del caudal de agua durante el enfriamiento primario.

El modelo del caudal de agua en el enfriamiento primario se obtiene con un elevado coeficiente de correlación. No obstante, es posible validar este modelo mediante una prueba de hipótesis t . Se parte de una población de 194 valores obtenidos (Q_{est}) y valores reales medidos en la IVC (Q_{real}) respectivamente.

Hipótesis nula: $\text{media}(Q_{est}) = \text{media}(Q_{real})$

Hipótesis Alternativa: $\text{media}(Q_{est}) \neq \text{media}(Q_{real})$

Al suponer varianzas iguales: $t = -0,00203599$ valor-P = 0,998378

Del análisis anterior se puede concluir que al ser el valor-P obtenido mayor que 0,05 (tomado como nivel de confianza), no se puede rechazar la hipótesis nula, o sea, que no existe una diferencia significativa apreciable entre las medias de ambas variables.

De igual manera, se realiza una Prueba de Kolmogorov - Smirnov para comparar las distribuciones de ambas muestras y comprobar su comportamiento normal. Se considera esta prueba debido a que las poblaciones de ambas muestras son grandes. Los resultados obtenidos se muestran a continuación.

Estadístico DN estimado: 0,14433

Estadígrafo K-S bilateral para muestras grandes: 1,00514

Valor- P: 0,265456

En este caso, la distancia máxima es 0,14433 y el valor-P es mayor que 0,05. De lo antes expuesto, se infiere que no existe diferencia estadísticamente significativa entre las dos distribuciones y que ambas provienen de una distribución normal.

Otros resultados que se derivan de las pruebas de comparación se recogen en la tabla 3.2. La diferencia entre los estadígrafos obtenidos tales como promedio, máximo y mínimo sustentan la poca variabilidad que existe entre los resultados obtenidos en el modelo y los valores reales. También es apreciable que para los coeficientes de variación de ambas muestras, existe una diferencia menor del uno %. Por otra parte, la variación de los valores del rango en ambas variables es despreciable ya que los valores del caudal de agua medidos y obtenidos en el modelo son del orden de los millares.

Por último, en el gráfico de control mostrado en la figura 3.2 se muestra el comportamiento de los 194 valores del caudal de agua estimado mediante el modelo de regresión y los medidos en la instalación en tiempo real. En este gráfico de control el límite superior e inferior oscila entre

1600 y 1470 L/min respectivamente. Los valores de ambos modelos están prácticamente solapados en un estrecho margen de 120 L/min.

Tabla 3.2 Estadígrafos obtenidos en las pruebas de comparación

(Díaz Y *et al*, 2011).

	Caudal estimado	Caudal real
Cantidad	194	194
Promedio	42,4353	42,4348
Desviación Estándar	1,42	1,81974
Coefficiente de Variación	3,34627	4,28832
Mínimo	38,5424	38,625
Máximo	44,3662	45,075
Rango	5,82372	6,45

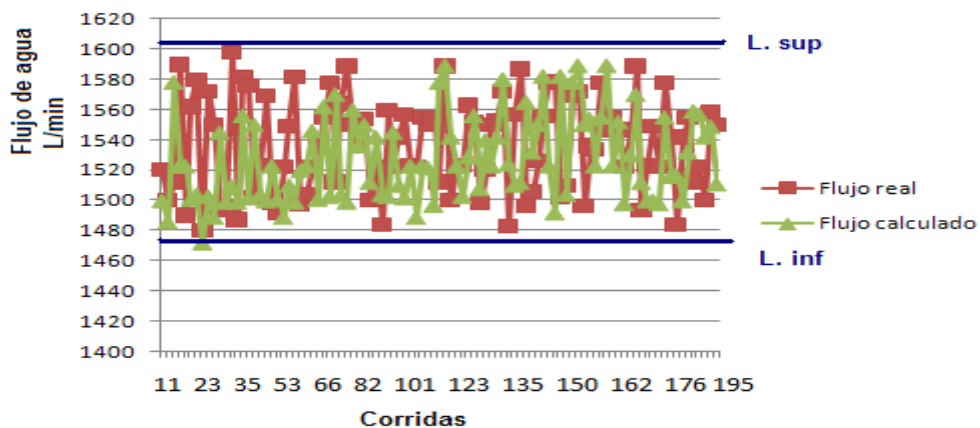


Figura 3.2 Comportamiento de los valores obtenidos durante 194 mediciones

El análisis estadístico permite concluir que los supuestos establecidos se cumplen a partir de la utilización del método que se desarrolla en esta tesis, por lo que de este resultado se deduce que

el modelo obtenido puede ser utilizado para estimar el caudal de agua necesario en el cristalizador en condiciones de operación.

3.3 Validación del modelo del caudal de agua durante el enfriamiento secundario.

En el capítulo anterior se establece mediante regresión simple la dependencia lineal entre el caudal de agua requerido y la velocidad de vaciado. Para la validación de este modelo se comparan 49 valores calculados (q_{cal}) mediante la expresión 2.30 con igual número de valores obtenidos en la instalación Caso de Estudio (q_{real}). La tabla 3.3 muestra los resultados obtenidos en el análisis estadístico de las muestras. En este caso, ambos valores de asimetría y curtosis estandarizada están dentro del rango esperado. También se observa que los valores del rango, varianza y desviación típica se encuentran dentro de los valores normales en ambas poblaciones.

Tabla 3.3 Estadígrafos obtenidos en las pruebas de comparación del modelo lineal

	Caudal calculado	Caudal real
Cantidad	49	49
Media	336,592	333,571
Varianza	1,79	1,75
Desviación típica	33,3435	37,8649
Mínimo	265,0	260,0
Máximo	410,0	421,0
Rango	14.5	16.1
Asimetría estandarizada	-0,212714	0,737213
Curtosis estandarizada	-0,647667	0,966248

Se realiza una prueba de contraste F entre ambos modelos bajo el siguiente supuesto.

Hipótesis nula: $\text{varianza}(q_{cal}) = \text{varianza}(q_{real})$

Hipótesis alternativa: $\text{varianza}(q_{cal}) \neq \text{varianza}(q_{real})$

Valor F = 0,775441 Valor- P = 0,381435

Como resultado más relevante en esta prueba está el intervalo de confianza para la razón de las varianzas, el cual se extiende desde 0,437407 hasta 1,37471. Dado que el intervalo contiene el valor 1, entonces no existe diferencia estadísticamente significativa entre las desviaciones típicas de las dos muestras. Este resultado se observa con más claridad en la Figura 3.3.

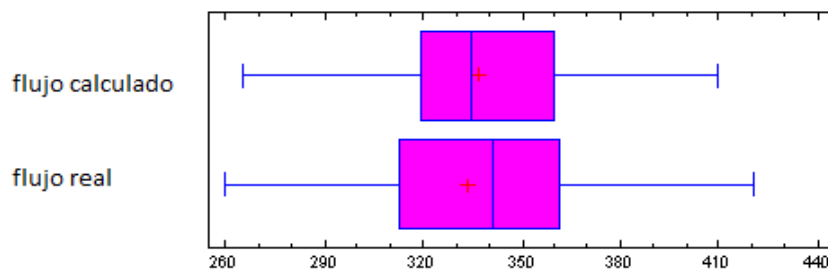


Figura 3.3 Gráfico de caja y bigotes para las muestras (Díaz Y, 2013)

Al igual que en los casos anteriores, se realiza una prueba de contraste Kolmogorov- Smirnov con los siguientes resultados:

Estadístico DN estimado: 0,244898

Estadístico asintótico K-S a dos colas: 1,21218

Valor-P aproximado: 0,105869

En este caso, la máxima distancia es 0,244898 y el valor- P es mayor que 0,05 por lo que se deduce que no existe diferencia estadísticamente significativa entre las dos distribuciones para un nivel de confianza del 95 %. La Figura 3.4 muestra el gráfico de ambos modelos obtenidos a partir de los valores medidos y calculados.

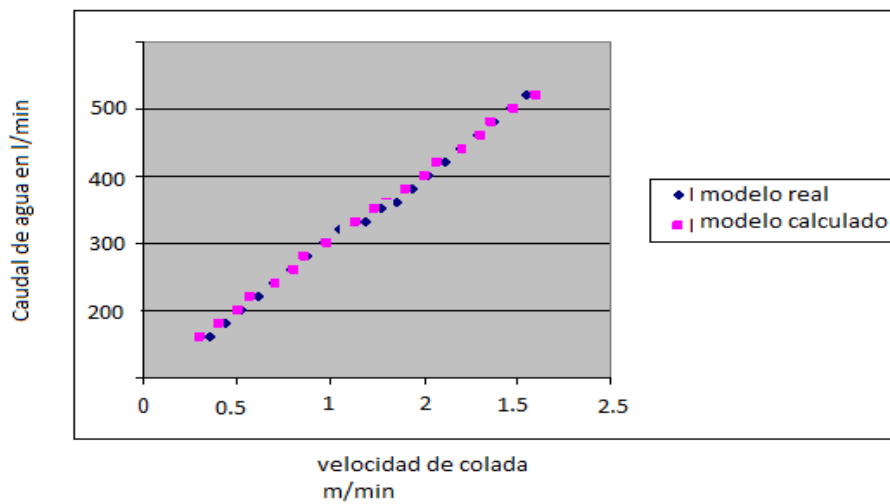


Figura 3.4 Gráfico del comportamiento de los modelos (Díaz Y., 2009).

Con el modelo validado, al sustituir los valores de la V_c previamente establecido, se obtiene de la pendiente y el intercepto, o sea, el coeficiente de corrección térmica Y' igual a 0,04 L/kg°C. Este valor es menor que 0,007, por lo que de acuerdo a la literatura especializada se encuentra dentro del rango esperado para IVC radiales. Por otra parte, para el índice de riego se obtiene un valor de 1,3 L/kg lo que concuerda igualmente con otros valores reportados (Ver Capítulo I). No obstante, y como se explica previamente, este modelo solamente es efectivo para las condiciones de operación y diseño propias de la Instalación Caso de Estudio.

3.4 Algoritmo de determinación del gráfico de líneas de la instalación de vaciado continuo

Según se explica en el capítulo 2, el algoritmo de determinación del gráfico de líneas permite definir, con la ayuda del personal de operación las líneas que han de operar en el tiempo, y por

lo tanto, para cuáles de ellas se requiere definir las variables de operación caudal de agua en los sistemas de enfriamiento primario y secundario, frecuencia de oscilación del cristalizador y masa de lubricante requerida para la velocidad de vaciado requerida así como calcular las variables intermedias de interés: longitud metalúrgica de vaciado CC y espesor de la capa solidificada ECS . Las restantes variables de operación cuyos valores se determinan en correspondencia con la estructura centralizada directa, resultante de la descomposición del modelo matemático conceptual de la operación de la instalación (2.14) – (2.19). En la solución del modelo del gráfico de líneas para la secuenciación se utiliza el Método de Exploración de la Programación No lineal con penalización por el incumplimiento de las restricciones.

Como parte del método se definen las particiones necesarias en cada iteración. En este caso se realizan tres cortes lo que trae consigo que se obtengan dos subintervalos que establecen los tamaños de las particiones correspondientes.

Por otra parte, como la función objetivo depende del tiempo faltante para concluir la hornada preestablecida por el sistema de mayor envergadura TF , se requiere un contador de combinaciones k de valores de las variables. De esta forma, se calcula una función objetivo auxiliar $Z'(k)$, la que incluye la suma del valor de la función objetivo y de las funciones de penalización por el incumplimiento de las restricciones para cada k combinación de valores de las variables de decisión dada por los 2^n combinaciones de límites internos de los intervalos de variación de las variables de decisión.

El algoritmo realiza las siguientes operaciones:

- Se particiona el intervalo de definición de cada variable en tres subintervalos.

- Se generan las 2^n combinaciones de los valores límites de las particiones internas de los subintervalos y se calcula el valor de la función objetivo penalizada para cada combinación k . Se ordenan de menor a mayor las combinaciones, de acuerdo al valor de la función objetivo penalizada.
- Se selecciona la combinación con menor valor de la función objetivo y se elimina el subintervalo que no contiene la componente de esta solución por cada variable.
- Se verifica si la dimensión del intervalo de definición de las variables de decisión supera la precisión preestablecida. Si la supera se retorna a la generación de nuevas combinaciones (para el intervalo previamente reducido). En caso contrario, la solución está contenida en el intervalo final de definición por cada variable.

A los efectos de la validación se implementa el algoritmo anteriormente descrito, para los que se desarrollan un número de 20 corridas experimentales, para valores coherentes de TF , P y n , obteniéndose valores adecuados de Vc y GL . Por ejemplo, para los valores $TF = 90$ min., $P = 70$ T y $n = 4$ líneas se obtiene $Vc = 2,67$ m/min, y el gráfico de líneas que se muestran en la figura 3.5 y 3.6.

Como se observa en la figura 3.5, se logra obtener un alto grado de estabilidad del tiempo de operación por líneas y satisfacer, al mismo tiempo la restricción de alcanzar $\Delta H = 0$ al final del vaciado de la hornada. Otro resultado que se deriva es la prolongación del tiempo de trabajo con tres líneas (línea roja) que favorece la estabilidad mecánica de las mismas debido a una mejor distribución del flujo de metal por cada una de estas. Cabe notar que entre el inicio y el final de coladas se viola esta restricción en valores despreciables, pero se corrigen durante la colada. Esto se refleja en altos valores de la función de penalidad correspondiente.



Figura 3.5 Gráfico de líneas para valores prestablecidos de TF , P y n .

De igual manera, en la figura 3.6 se muestra el comportamiento de la altura de metal en la artesa durante toda la hornada (Expresión 2.28 y 2.39). El eje vertical derecho expresado en mm muestra que la misma fluctúa durante la colada pero dentro de los valores establecidos por restricciones tecnológicas. Así al concluir la hornada y en concordancia con el método de optimización seleccionado se obtiene una diferencia de altura cercana a cero, lo que se traduce en la satisfacción de los valores deseados de la función objetivo. Por otra parte, el sistema resuelve el algoritmo propuesto de forma eficaz lo que se evidencia en la poca cantidad de iteraciones utilizadas (8).

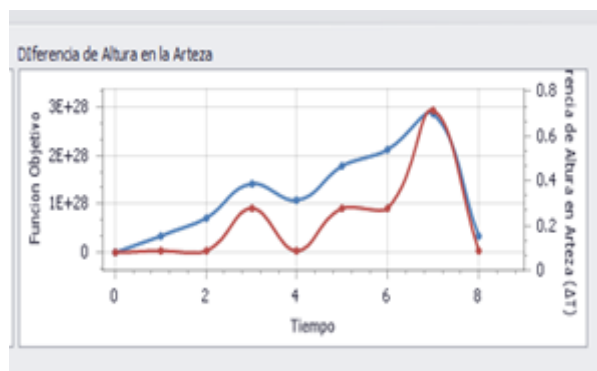


Figura 3.6 Distribución de ΔH (mm) con respecto al número de iteraciones en el tiempo.

3.5 Validación del sistema interrelacionado de modelos de operación en presencia de perturbaciones

Para la validación del sistema interrelacionado de modelos presentado en el capítulo 2 se simula su comportamiento en presencia de perturbaciones que responden a las distribuciones correspondientes. Para probar que el sistema cumple sus funciones adecuadamente y que los modelos desarrollados son válidos tanto independientemente como en su interrelación en presencia de las perturbaciones se tiene en cuenta la naturaleza de las variables de entrada, o sea, el tiempo faltante para concluir la hornada TF , la cantidad de líneas disponibles n y la cantidad de acero que se encuentra en la cazuela Q . Para el caso concreto de las variables TF y Q que son de naturaleza continua, de acuerdo a Acosta M, (2005) y Facchinotti V, (2004) se genera una población de 20 perturbaciones, conocidas la media y la desviación estándar de ambas variables.

Estos estadígrafos se estiman por los autores Arzola J. y Suárez L. (1992) de acuerdo a los datos históricos de la instalación Caso de Estudio. De esta manera se fija el valor medio de TF igual a 85 min y la varianza igual a dos. De igual manera, Baptista P, (1986) establece la cantidad de acero promedio para una cazuela normada de 70 t de capacidad igual 60 t con una desviación estándar igual a tres.

A diferencia de estas variables, la cantidad de líneas disponibles es de naturaleza continua.

La distribución de probabilidad adecuada para el estudio es la del tipo Binomial, fundamentado en que:

- Todas las líneas tiene igual probabilidad de fallo. Así, los autores Bervatov T *et al*, (2006) y Callister W, (2006) utilizan este supuesto y obtienen que la probabilidad de fallo de una

línea es igual 0,08 para instalaciones radiales de vaciado de acero de sección cuadrada. Este resultado refleja la realidad ya que no existe “preferencia” para que una línea salga de servicio o lo que es equivalente que el evento de falla de una línea es de naturaleza aleatoria.

- El evento de falla de una línea es independiente de cualquier otra de ellas. Este supuesto también se cumple porque, como se explica en el acápite 1.3, en principio se puede colar con el resto de las líneas en régimen de avería para la línea que sale de servicio, manteniéndose las restantes en régimen normal. No obstante, en el caso que no sea posible satisfacer estrictamente TF , se requiere rectificar este parámetro de forma conciliada entre el sistema del Taller y el de la IVC.

Por último, auxiliado del asistente matemático *Statgraphic 5.0* se generan las poblaciones de las variables y se distribuyen aleatoriamente las combinaciones entre ellas. En el Anexo 9 se presentan las corridas experimentales para los valores de perturbaciones generadas.

Según se observa, en aquellos casos en que resulta tecnológicamente posible el sistema de modelos brinda resultados satisfactorios y neutraliza el efecto de las perturbaciones. El análisis de estos resultados es similar al obtenido en el acápite 3.4, en cada uno de ellos se satisface la función objetivo en presencia de perturbaciones.

3.6 Breve descripción del programa desarrollado para la validación.

La implementación del Sistema para la Operación Racional del Proceso de Vaciado Continuo (SISVAC) se programa en ambiente de C++ versión 6.0 con interface a *Derive for Windows*, *Microsoft Excel2013* y al gestor de bases de datos *My SQL SERVER* como interfaz cliente servidor (figura 3.7).

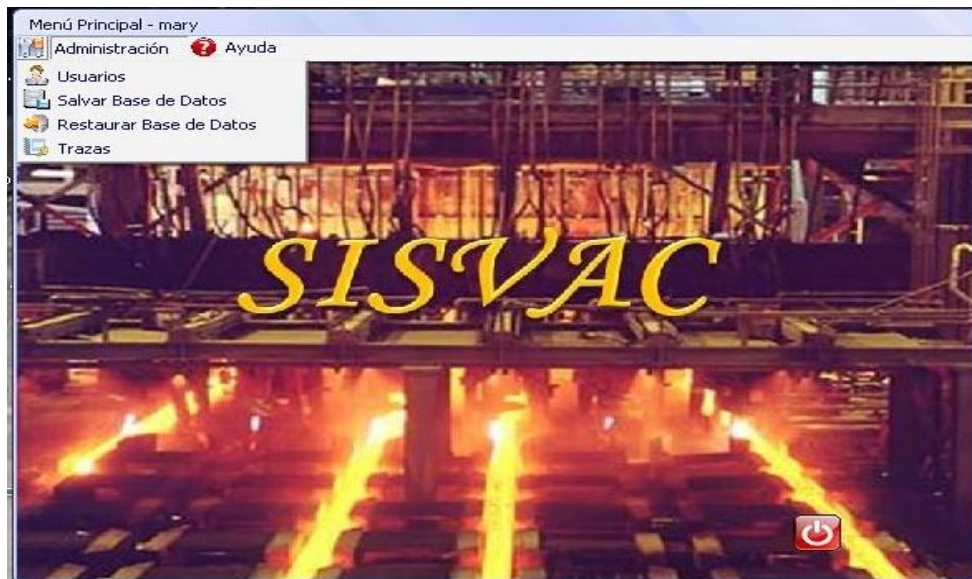


Figura 3.7 Interface principal del programa (Díaz Y *et al*, 2011).

Una vez controladas las variables de entrada y coordinación, el programa tiene en la segunda pestaña el menú "Palanquillas" donde se establecen las variables intermedias de interés. Para esto se sigue la metodología propuesta en el acápite 2.3. Es necesario aclarar que aunque el programa trae implementado por defecto los modelos para la velocidad de vaciado y caudales de agua por zonas obtenidos en esta investigación, el usuario tiene la opción en el menú "Clientes" de establecer la operación a partir de los modelos Tradicionales de Savage- Prichart, Milkizar, Lighfoot, Wolf y otros. El sistema controla en tiempo proporcional al real los valores calculados de P , TF , n y genera aleatoriamente nuevos valores de estos parámetros en correspondencia con las distribuciones de probabilidad alrededor de sus valores controlados. Como salida el sistema establece los nuevos valores de las variables de decisión e intermedias de interés y, en caso de imposibilidad de satisfacer TF para las nuevas condiciones, se le informa al operador para que adopte las medidas correspondientes, iniciándose nuevamente el ciclo de toma de decisiones.

3.6.1 Sistemas automatizados relacionados.

En los reportes del Registro Anual de Software para la Industria Siderúrgica (Leskinenand, H., 2008) se encontraron algunos sistemas relacionados con la tecnología u operación del proceso de vaciado continuo. Por ejemplo: *CISDI* (2005), es un sistema automatizado de una empresa que suministra paquetes informáticos para la industria del acero. Sin embargo, sus servicios tratan solamente el desarrollo de la tecnología según agregado y proceso. Otro sistema encontrado fue *SIDERAR* (2006) de Venezuela. Este programa calcula y simula el enfriamiento por zonas de la IVC. Sus resultados fueron validados en máquinas verticales. También, en el año 2012, se registra el *SYSCOOL*, desarrollado por la Universidad de Timisoara. Con este programa se obtiene la tecnología y parte de la operación durante el vaciado continuo de planchones.

De igual manera existe en el sitio www.universityofsteel.org el sistema *Cambrige Continuos Casting Steel (CCCS)* que simula en línea el proceso de vaciado continuo en condiciones ideales. Por último, la instalación Caso de Estudio a su vez posee en el programa para el control del proceso un subsistema de asesoramiento al operario (*SCADA*) que incluye algunos métodos para la estimación de las variables de operación del proceso y ciertas recomendaciones para el vaciado en secuencia a partir de las experiencias almacenadas en la memoria incorporada al *PLC*.

3.7 Comparación de los resultados del SISVAC con otros sistemas.

Al aplicar el modelo operación de IVC propuesto se consideran las condiciones siguientes:

Producto a vaciar: palanquillas de sección transversal de 90 x 90 hasta 130 x 130 mm.

Velocidad máxima de producción: 2.5 - 3 m/min.

Marca de acero: SAE 1023-1045

Cantidad máxima inicial de líneas: 5

Diámetro de la buza: 12-18 mm

Atraso máximo permitido en el tiempo de fin de vaciado: 1 min.

Además se requiere que los sistemas secuencien para tres niveles de tiempo: 100, 90 y 80 minutos. La comparación de la eficiencia de los sistemas también viene asociada con la secuencia ideal representada mediante una recta que cumple estrictamente estos tiempos y no tiene apreciables cambios de pendientes. También se chequea el comportamiento de la restricción impuesta por $\Delta Nivelartesa$. A continuación se expone, a modo de ejemplo, el caso (90 min). Los demás resultados se recogen en el anexo 10.

SISVAC vs SCADA para un tiempo de 90 minutos.

La figura 3.8 expone los resultados del gráfico de líneas que se obtiene al ejecutar los sistemas con las condiciones antes expuestas como datos de entrada. En el caso de *SCADA* trae consigo un cambio poco suavizado de la pendiente del gráfico alejándolo del gráfico ideal. La solución reflejada atrasa el fin del vaciado en cuatro minutos. Este resultado no es grave en el proceso productivo y se puede corregir con el alargamiento del tiempo de afino en la cuchara y la corrección de la temperatura tecnológica de vaciado (*TTV*) en este agregado.

Otro resultado que se deriva del gráfico de líneas es la solución de la función objetivo $\Delta Nivartesa$ con valor de 20 mm. No obstante, a pesar de que este valor es aceptable se afecta al final del vaciado por el tiempo extra de siete minutos que se necesitan para iniciar la

secuencia. Este resultado el sistema se corrige mediante la implementación del cambio de buza a los 68 min (punto azul).

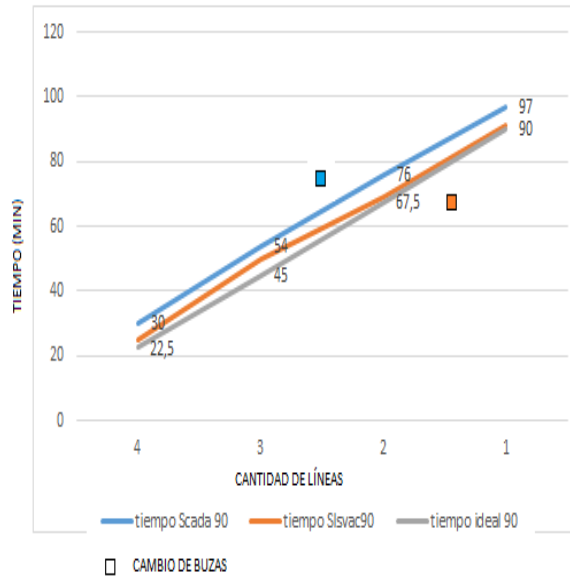


Figura 3.8 Gráfico de líneas de los programas con t = 90 min

A diferencia de *SCADA*, *SISVAC* propone extender el tiempo para el cierre de la tercera línea (Figura 3.5 y 3.6). Esto trae consigo que se suavicen las pendientes en cada cambio de línea y que a partir de minuto 65 la solución se solape con la ideal. Otra ventaja es que el término del vaciado se obtiene a los 90 minutos para un $\Delta Nivartesa$ igual 0,1 mm al de *SCADA*. Esto no sólo garantiza una reserva de tiempo para el resto de las operaciones, sino que acerca el valor del $\Delta Nivartesa$ al ideal porque el metal contenido en la artesa va a disminuir su nivel en el tiempo. De lo antes expuesto se infiere que *SISVAC* no solo se acerca más a las soluciones “ideales o deseadas” sino que además satisface mejor la distribución de tiempo de trabajo con cada línea y por ende *TF*.

Lo antes expuesto se observa con más precisión a partir del gráfico de control de la figura 3.9 donde se obtiene una morfología similar para los resultados propuestos de los dos programas, pero con la solución del *SISVAC* más cerca de los valores ideales. Los vértices del polígono de control obtenido coinciden con el tiempo para el cierre de cada línea hasta que se termina la hornada y comienza la secuencia.

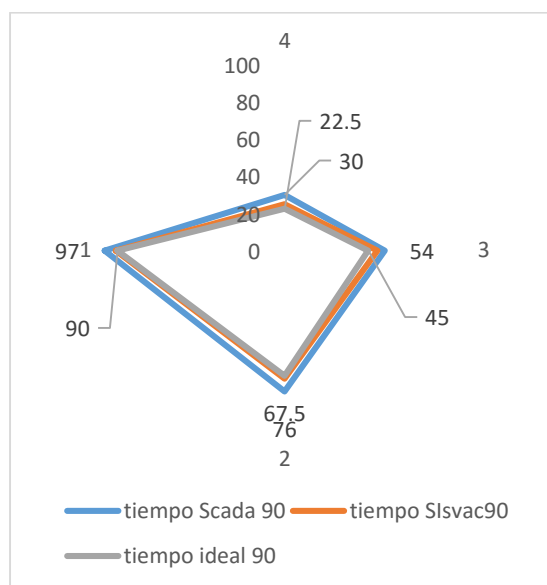


Figura 3.9 Comparación de los resultados de los sistemas para $t = 90$ min
(Díaz Y *et al*, 2013).

Para el resto de las variantes propuestas se obtiene un resultado similar, o sea, que el sistema propuesto en este trabajo no solo satisface mejor el *TF* sino que cumple con mayor precisión las restricciones para el nivel de artesa al finalizar la colada. De igual manera *SISVAC* distribuye de forma más uniforme el cierre de las líneas lo que presupone una ventaja tiempo extra al decisor (operador) para tener en cuenta a la hora de decidir otros factores de naturaleza subjetiva cuál de las líneas va a cerrar. Par esto, basta comparar los resultados recogidos en los anexos 9 y 10.

Comparación de las variables de operación de *SISVAC* vs *CCCS*.

Se aprovecha la condición de software libre del *CCCS* y se introduce en su sitio *WEB* las características de la MCC Caso de estudio, así como las condiciones iniciales del proceso expuesto en el acápite anterior. Para esto se establecen tres variantes de secciones transversales del producto a vaciar, 100 x100, 110 x110 y 130 x130 mm, que constituyen los valores recomendados por el fabricante de la instalación Caso de estudio (Danielli D, 2008).

La Tabla 3.5 almacena los valores obtenidos de *CC*, *ECS*, *Vmm*, *Vc*, *TF*, Q_1 Q_2 para las variantes establecidas. Como resultado relevante está el hecho de que no exista una variación significativa en los valores de la mayoría de las variables de operación. Esto no ocurre así con los caudales de agua durante las zonas de enfriamiento. La dispersión de estos valores se explica debido a que el *CCCS* es una herramienta de simulación que no diferencia las características intrínsecas de cada instalación en particular a diferencia de los modelos para el caudal de agua por zonas propuestos en esta investigación.

Tabla 3.5 Resultado de las variables de operación *CCCS* Vs *SISVAC*.

Variables del proceso	CCCS			SISVAC		
	100x100	110x110	130x130	100x100	110x110	130x130
Secciones a vaciar (mm)	100x100	110x110	130x130	100x100	110x110	130x130
Diámetro de la buza (mm)	13,2	14,95	15,28	13	15	16
Espesor de la capa solidificada (mm)	24	23	23	23	22	20
Velocidad de oscilación del cristalizador (m/min)	3,64	3,44	2,99	3,7	3,5	2,9
Velocidad de vaciado (m/min)	2,8	2,75	2,3	2,86	2,7	2,25
Tiempo de vaciado (min)	78	83	89	76	85	91
Caudal de agua en el primario (L/min)	1550	1673	1700	1386	1448	1602
Caudal de agua en el secundario (L/min)	440	550	651	412	493	587
Engrase(L/kg m ²)	61	68	76	60	68	75

3.8 Satisfacción de los indicadores de eficiencia declarados

En el Capítulo 2 se deducen como indicadores de eficiencia los siguientes:

- Costo de producción.
- Estabilidad mecánica de las líneas.
- Secuencialidad efectiva del vaciado.
- Calidad superficial y volumétrica de la palanquilla.
- Diferencia entre el nivel de metal en la artesa y su valor deseado.

Durante la validación del sistema de modelos desarrollados estos indicadores se satisfacen de la siguiente forma:

C: se asegura mediante el cumplimiento de la velocidad máxima de vaciado que cumple las variables tecnológicas sin violar el gráfico óptimo de líneas, su estabilidad mecánica de las líneas *EM*, la secuencialidad efectiva de colada *SE*, calidad superficial y volumétrica *CSV* y nivel de artesa con respecto a su valor deseado $\Delta Nivartesa$ al finalizar el vaciado, siempre que sea tecnológicamente posible. Por ejemplo, para el caso *SISVAC vs SCADA en 90 min* el sistema obtenido secuencia con reserva de tiempo de 7 min. Si en una campaña (duración de la artesa antes de ser sustituida) se realizan usualmente 9 coladas, entonces esto deja una reserva de tiempo de 1 hora y 15 minutos aproximadamente lo que favorece el costo de producción (si es que no ocurre algún tipo de avería ajeno a la operación).

EM: la estabilidad mecánica de las líneas se asegura por el valor óptimo del diámetro de buza para la velocidad máxima posible de vaciado, y por el cumplimiento de todas las restricciones tecnológicas y su mantenimiento durante todo el proceso.

CSV: la calidad superficial y volumétrica se asegura por el valor óptimo del diámetro de buza para la velocidad máxima posible de vaciado y su mantenimiento durante todo el proceso, el paro de la línea decidida por el personal de operación en el momento requerido según el gráfico de líneas y por cumplimiento de todas las restricciones tecnológicas.

ΔNivartesa: se asegura por la solución adecuada del modelo de optimización y su rectificación periódica en presencia de perturbaciones.

Todos los indicadores se satisfacen en condiciones de la máxima estabilidad posible de los tiempos disponibles para que el operador decida cuál de las líneas debe cerrarse en cada momento significativo del gráfico de líneas.

3.9 Impacto ambiental, energético y económico en la investigación.

De todos los subsistemas presentes en las acerías la IVC es el área donde se genera menor impacto al medio y al hombre, siempre que en la operación se respete la tecnología preestablecida en cada planta y las medidas de seguridad en cada puesto de trabajo. De hecho, la introducción de la tecnología de vaciado continuo ha sido un factor primordial en el ahorro de energía y por ende en la protección del medio ambiente durante la producción de acero.

No obstante, diversos trabajos señalan algunas fuentes de contaminación a controlar. Por ejemplo, durante este proceso, alrededor del 45 por ciento del contenido de calor total del acero líquido (330 MJ/T) para una máquina estándar es transferido desde el proceso de vaciado al ambiente por los sistemas de enfriamiento. Esto hace que en algunos puestos de trabajo tales como, vaciadores, hidráulicos y mecánicos estén expuestos a temperaturas superiores a los 65 °C. En el caso concreto de esta investigación, estos impactos se reflejan en el posible ahorro de agua. Por ejemplo, al vaciarse la colada con valores similares a los reportados en la Tabla 3.5

Se obtiene un ahorro promedio de 180 L/min para el enfriamiento primario y 50 L/min para el enfriamiento secundario.

Con los valores de referencia de 330 MJ/T (referidos al enfriamiento secundario), altura metalúrgica de 5 m, una producción anual similar a la de la Instalación Caso de Estudio de 100000 T, un costo de bombeo de agua de 0.2 UM/ T, una tarifa eléctrica fija de 0.45 UM/ kW y eficiencia de bombeo de 0.95 se producen los siguientes impactos.

Calor no evacuado al medio (millones MJ/año)	33
Ahorro de energía de bombeo (kWh)	192
Ahorro por electricidad en los motores de las bombas (UM/h)	86

En el caso del ahorro por electricidad al suponerse un comportamiento similar en el año, el ahorro es de 753360 UM.

Por otra parte, la disponibilidad de una herramienta computacional, de producción nacional, constituye una alternativa para la reducción de importaciones. El precio inicial de un software con características similares a *SISVAC*, en el mercado internacional, oscila entre 7 000 USD y 10 000 USD por instalación en cada PC. Por ejemplo *SCADA* (versión 2009) cuesta cerca de 95 000 USD.

3.10 Impacto social.

Los resultados obtenidos de la presente investigación contribuyen de manera directa en la profesionalización de la labor del tecnólogo y el personal especializado en la operación de instalaciones de vaciado continuo de tipo radial. El trabajo con la herramienta desarrollada simplifica la tarea de operación del proceso y permite la concentración del personal en el análisis

de variantes, la evaluación y toma de decisiones sobre las propuestas de solución a la tarea técnica. Otro impacto de la utilización de este programa es que al ser programado en una plataforma cliente servidor el sistema permite la socialización de cualquier información de la operación del proceso en tiempo real siempre que sea usuario de este. También al contar con una amplia base de datos que incluye los clientes permite la retroalimentación del proveedor para mejorar el sistema integrado de gestión de la calidad de la Empresa.

Conclusiones del capítulo.

Se validaron satisfactoriamente los modelos desarrollados en el capítulo 2: velocidad de vaciado, caudal de agua de los sistemas de enfriamiento primario y secundario, optimización del gráfico de líneas, así como el sistema de modelos en su interacción, en presencia de las perturbaciones se presentan durante la operación, según datos de la bibliografía, verificados en la instalación Caso de Estudio. En todos los casos, independientemente de las perturbaciones que se presenten el sistema de modelos determina la rectificación de las decisiones o bien la imposibilidad de su satisfacción, en cuyo caso se hace indispensable definir un nuevo valor a la variable *TF*.

La comparación de los modelos de operación, que se ejecutan a partir del sistema de modelos propuesto, implementados con ayuda del *SISVAC* con otros sistemas encontrados en la bibliografía consultada demuestran un desempeño mejor o semejante a los sistemas comparados. En estas condiciones, se satisfacen plenamente los indicadores de eficiencia previamente declarados.

La aplicación industrial de los resultados obtenidos en la presente investigación impactan favorablemente desde el punto de vista económico, energético, social y medioambiental.

CONCLUSIONES GENERALES

El trabajo realizado permite arribar a las siguientes conclusiones:

1. El trabajo aporta un conjunto interrelacionado de modelos de operación de instalaciones radiales de vaciado continuo de acero de sección cuadrada, que toma en cuenta las restricciones de sincronización con los agregados del taller, para contribuir a la mejora de los indicadores de eficiencia .
2. La aplicación del análisis y la síntesis de sistemas de ingeniería a la tarea estudiada, permite elaborar de forma efectiva la relación existente, en forma de estructura jerárquica participativa, con el nivel de operación de todo el taller.
3. El modelo conceptual de operación de la instalación estudiada, y su descomposición en elementos interrelacionados, mediante una estructura centralizada permite dar respuesta integral al problema de la operación óptima de la instalación de vaciado continuo del acero que satisfagan los valores de las variables de coordinación del sistema de operación de todo el Taller.
4. La simulación del funcionamiento del sistema de modelos demuestra la respuesta satisfactoria del mismo ante las probables perturbaciones externas, propias de la operación normal de la IVC.

RECOMENDACIONES

1. Se requiere realizar las investigaciones complementarias que permitan implementar el sistema de modelos desarrollados en el correspondiente Sistema Automatizado de Dirección de la Instalación de Vaciado Continuo del Acero objeto de estudio.
2. Se requiere continuar las investigaciones encaminadas para desarrollar el modelado de Instalaciones de Vaciado Continuo de otros tipos a partir de la metodología propuesta en la presente investigación y de mejorar los modelos de origen estadístico con ayuda de modelos de origen físico matemáticos.

BIBLIOGRAFÍA

1. Acosta M, *Métodos de diferencias finitas para la ecuación del calor en una dimensión*, Revista de matemática numérica, 2005, Vol. 34, (Consultado el: 18 de enero del 2009) Disponible en: <http://matematicas.uclm.es/ind-cr/metnum/index.html>
2. Arzola J, *Búsqueda Aleatoria del Extremo de una Función de un Código Variable*, Proceeding del Congreso Internacional de Matemática y Computación COMPUMAT, Holguín, 2007.
3. Arzola J, *Aplicación del Método de Selección de Propuestas a Tareas Complejas de Ingeniería*. Proceeding de la I Conferencia Ibero Latinoamericana de Investigación de Operaciones y Sistemas, México, 2000.
4. Arzola J, *Aplicación del Método de Selección de Propuestas a la Descomposición de Tareas Complejas de Optimización Discreta*. Proceeding de la X Conferencia Ibero Latinoamericana de Investigación de Operaciones y Sistemas, México, 2010.
5. Arzola J, *Análisis y Síntesis de Sistemas de Ingeniería para la preparación y toma de decisiones bajo criterios múltiples*. Revista de Matemática, Vol. VII, Número 2, San José de Costa Rica, 2002.
6. Arzola J, *La tarea de Selección de Propuestas bajo Criterios Múltiples. Métodos de Solución*, Revista de Matemática, Vol. XI, Número1, San José de Costa Rica, 2003.
7. Arzola J, *Búsqueda Aleatoria del Extremo de una Función de un Código Variable*, Proceeding de la XII Conferencia Latino Ibero Americana de Investigación de Operaciones, La Habana, 2004.
8. Arzola J y Fiol A, *Mathematical Formulation and system analysis of Engineering Decision Making Tasks based on Principles of Cybernetic Approach*, Proceeding del III Seminario Euro Latinoamericano de Sistemas de Ingeniería , Chile, 2007.
9. Arzola J y Gonzáles I. *Optimización de indicadores de calidad de la energía en redes de suministro eléctrico industriales*, Proceeding del Congreso Internacional de Energía Renovable, Cuba, 2007.
10. Arzola J y Suárez L, *Reglas de Conducta en la proyección y conducción de procesos de calentamiento del acero*. Revista Argos, Vol 47, Número 8, Saltillo, 1992.

11. Ashby F, *Materials Selection in Mechanical design*, Ed. Butterworth Heinerman, 2009, England, ISBN 0-7506-4357-9.
12. Astigarraga J, *Hornos de arco para fusión de acero. Teoría, cálculo y aplicaciones*, Ed. Iberdrola, 2005, España, ISBN 84-481-1728-X.
13. Ávila R, *Planeación óptima Multiobjetivo del Maquinado en Tornos con CNC*, Tesis en opción al grado Científico de Doctor en Ciencias Técnicas, Holguín, 1999.
14. Baptista P y otros, *Spray cooling in the continuous casting of steel*, Proceeding of 69th Steelmaking Conference, Washington DC, 1986.
15. Brandeze M y otros, *Mediciones del Porcentaje de Cristalinidad y Determinación del Comportamiento de Polvos Coladores en el Rango entre 1000 °C Y 1200 °C*, Revista Materia, 2013 Vol 8, (Consultado el: 30 de noviembre del 2013) Disponible en: <http://www.materia.coppe.ufrj.br/sarra/artigos/artigo10245>
16. Bervatov T y otros, *Steel statistical Yearbook*, Ed. International Iron and Steel, 2006, EUA, ISBN 1250-3873.
17. Barreiro J, *Iron ladle hot spot detection system*, Ed. Iron & Steel Technology, 2006, EUA, ISSN 2787-2802.
18. Berciano J, *Colada del acero*, Ed. Kluwer Academic Publishers, 2011. Alemania, ISSN 0921-3791.
19. Bialecki R, *3D steady state and transient simulation tools for heat transfer and solidification in continuous casting*, Materials Science and Engineering, 2005, Vol. 10 (Consultado el: 11 de junio del 2008) Disponible en: www.elsevier.com/locate/jmasea
20. Bialecki R, *Heat transfer analysis of the continuous casting process by the front tracking BEM*, Engineering Analysis with Boundary Elements, 2010, Vol. 24 (Consultado el: 20 de enero del 2011) Disponible en: www.elsevier.com/locate/enganabound
21. Bruno A y otros, *Modeling of the conventional process of continuous Interstitial Free casting*, 2010, Vol. 21, (Consultado el: 23 de enero 2011) Disponible en: www.entelchile.net
22. Cabay G, *Continuous casting of steel. Some principles and practical notes*, Ed. Marioni – Udene, 2010, Italia, ISBN 909-229-074-00.
23. Canas S, *Optimización multiobjetivo de la operación de talleres siderúrgicos*, Proceeding of the Six TH Pan American Congress of Applied Mechanics, Argentina, 2013.

24. Callister W, *Fundamentals of Materials Science and Engineering*, Ed. John Wiley and Sons, 2006, USA, ISBN: 0-471-39551-X.
25. Castellá L y Dziuba J, *Minimización de las perforaciones por filtración de esquina en la máquina de colada continua de Siderar*, XXXIV Seminario de Fusão, Refino e Solidificação dos Metais, 2010, Portugal, ISBN 258-114-12.
26. Cavaliere H, *Numerical solution of turbulent recirculating flows with an iterative (k-L)-predictor corrector scheme*, Proceeding of the Fourth Pan American Congress of Applied Mechanics, Argentina, 2005.
27. CCCS, *Cambridge Continuous Casting Steel (CCCS)*, Free Software, (Consultado el: 15 de marzo del 2014), Disponible en: www.universityofsteel.org/vaciado
28. Chakrabarty S, *A Structure-Oriented Approach to Assembly Sequence Planning*. Report of the Department of Computer Sciences Texas A&M University, USA, 1995.
29. Cicutti C, *An exponentially enthalpy control volume algorithm for coupled fluid flow and heat transfer*, 2000, Vol. 22, (Consultado el: 15 de marzo del 2008) Disponible en: <http://anziamj.austms.org.au/V42/CTAC99/Wu2>.
30. Claire S, *Process Engineering Equipment Handbook*. Ed. McGraw-Hill, 2010, México, ISBN: 0-07 059614-X. 1554.
31. Clifford A, *An optimization model for the production planning of a steel company*, Revista Chilena de Ingeniería Industrial ISSN 0717-9103, Vol 3 No 24 año 2009.
32. Coley J, *Fundición continua. Una oportunidad para mejorar la calidad de los aceros*, Revista tecnológica de Sthal, 2012 Vol 42, (Consultado el: 18 de enero 2013) Disponible en: www.sthal-online.de
33. Cordovés A y Lastres M, *Diseño Optimo Multiobjetivo de Conductos de Climatización*, Proceeding del I Seminario Euro Latinoamericano de Sistemas de Ingeniería, Trujillo, 2005.
34. Danielli D, *Flow of Solids during Forming and Extrusion: Some Aspects of Numerical Solutions*, International Journal of Solids and Structures, 2008, Vol 14, ISSN 3178-4522-X.
35. David T y otros, *Measurement and modeling of heat transfer across interfacial mold flux layers*, Canadian Metallurgical Quarterly, Canadá, 1999.
36. Díaz S, *Conferencia Internacional de Refractarios y sus Aplicaciones*, Propiedades mecánico-térmicas.ppt. Diapositiva. 2009.

37. Díaz Y y otros, *Simulación del vaciado continuo de perfiles de aceros al carbono de baja aleación*. Revista de ingeniería mecánica, 2013, Vol. 16, ISSN 1815-5944.
38. Díaz Y y otros, *Modelado del sistema de enfriamiento primario de IVC radiales*, Revista de ingeniería mecánica, 2014, vol. 20, ISSN 1815-5944.
39. Díaz Y y otros, *Tecnología de fabricación de aleaciones biocompatibles a partir de desechos industriales*, Proceeding del Congreso Cubano de Ingeniería Mecánica y Metalúrgica, La Habana, 2008.
40. Díaz Y, y otros, *Modelación y simulación del proceso de vaciado continuo de la Empresa Siderúrgica José Martí*, Congreso Cubano de Ingeniería Mecánica y Metalúrgica, La Habana, 2010.
41. Díaz Y y otros, *Simulación del proceso de vaciado continuo radiales*, Proceeding del VII Seminario Euro-Latinoamericano de Sistemas de Ingeniería, La Habana, 2011.
42. Díaz Y y otros, *Modelo Estadístico predictivo para implementar en el vaciado continuo*, Proceeding del Primer Taller Nacional de tecnología del proceso de vaciado continuo de acero, Las Tunas, 2011.
43. Díaz Y y otros, *Sistema automatizado de la tecnología de colada continua de aceros al carbono*, Proceeding del Congreso Cubano de Ingeniería Mecánica y Metalúrgica, La Habana, 2012.
44. Díaz Y y otros, *Modelación del enfriamiento primario de instalaciones de vaciado continuo de tipo radial*, Proceeding del VIII Seminario Euro-latinoamericano de Sistemas de Ingeniería, La Habana, 2012.
45. Facchinotti V, *Constitutive models of Steel under continuous casting conditions*, Journal of Materials Processing Technology, 2004, Vol. 32, (Consultado el: 21 de octubre del 2010) Disponible en: www.elsevier.com/locate/jmatprotec
46. Ferreira E, *Heat Loss and Liquid Steel Flow in Metallurgical Ladles During Holding Period in Continuous Casting*, Proceedings of International Symposium - Cesme, Turkey, 2007.
47. Fouresey G y otros, *Solving inverse problems involving the Navier–Stokes equations discretized by a Lagrange–Galerkin method*, Computer Methods in Applied Mechanics, Engineering, 2008, Vol 122, (Consultado el: 6 de Julio del 2012) Disponible en: www.elsevier.com/locate/cma

48. Franco E y otros, *Planificación integrada de producción y distribución para un conglomerado industrial*, Revista de Ingeniería de la Universidad de Antioquia, 2010, Vol 58, ISSN 367-788.
49. Fraiser A, *Mass transfer, analysis of mass contactors and heat exchangers*, Ed. Cambridge University Press, 2008, Inglaterra, ISBN 978-0-511-38683-1
50. Gang W y otros, *Finite element numerical simulation on thermo mechanical behavior of steel billet in continuous casting mold*, Science and Technology of Advanced Materials, 2005, Vol 57, (Consultado el: 21 de marzo 2009) Disponible en: www.elsevier.com/locate/stam
51. Ghurtield B, *Engineering in process metallurgic*, Ed. Science Publications, 2004, USA, ISBN 0-19-856222-5.
52. González G, *Identificación del sistema de control del nivel en molde para el vaciado continuo de acero en la empresa de aceros inoxidables Tunas*, Revista de ingeniería, 2010, Vol. 412, ISSN 831-232-869-13.
53. González M, *Modelo inverso de estimación del coeficiente de transferencia de calor acero-molde en el proceso de colada continua de planchones*, Tesis Doctoral, Universidad de Buenos Aires, Argentina, 1999.
54. González M, *Inverse geometry heat transfer problem based on a radial basis functions geometry representation*, International journal for numerical methods in engineering, 2006, Vol.65, (Consultado el: 3 de febrero del 2009) Disponible en: www.interscience.wiley.com
55. Gutemberg P, *Modeling of a Novel Configuration for Single-belt Caster: The Influence of Empirical Parameters on the Solidification Profile*, ISIJ International, 2000, Vol. 40, ISSN 5472-0015.
56. Gutiérrez M, *Experiencias con paredes monolíticas en cucharas de tratamiento de acero*, Proceeding del 31^{vo} Congreso de la Asociación Latinoamericana de Fabricantes de Refractarios, Venezuela, 2002.
57. Habing D, *Analysis of Thermal and Mechanical Behaviors of Copper Molds during Continuous Casting of Steel Slabs*. Proceeding of Iron and Steelmaker, USA, 1998.
58. Herbertson J, *Oscillations in Thin Slab Caster Mold Flows*, Proceeding of 127th ISIJ Meeting, Japan, 1994.

59. Heput T, y Berciano V, *Modelling and simulations of continuous casting steel*, Revista de Metalurgia del CENIM, 2009, Vol. 48, (Consultado el: 8 de agosto del 2011) Disponible en: <http://revistademetalurgia.revistas.csic.es/112323>
60. Hein H, *Oscillation theory and characteristics*, Fucsh Systemtechnik Review, 2008 Vol. 22, ISSN 960-458-021.
61. Hein H, *Automatización del enfriamiento secundario*, Impresión, Fucsh Systemtechnik Review, 2008, Vol. 23, ISSN 960-458-021.
62. Hibbit K y Sorensen J, *Beginning in the casting mold and ending at the outlet of the cooling chamber, the defined and continuous cooling of the strand is the key to top-quality steel products*, Completely Integrated Solutions for the Metals Industry, 2009, Vol. 65, ISSN 2920-1684.
63. Holappa O, *Coupled Simulation Heat Transfer and Phase Transformation in Continuous Casting of Steel*, ISIJ International, Vol. 36, 2006, ISSN 5472-0015.
64. Hong K, *An inverse analysis for the heat conduction during a grinding process*, Journal of Materials Processing Technology, 2005, Vol. 98, (Consultado el: 18 de enero 2009) Disponible en: www.elsevier.com/locate/jmatprotet
65. Huang X, *Modeling of Transient Flow Phenomena in Continuous Casting of Steel*, Canadian Metallurgical Quarterly, 1998, Vol. 37, ISSN 199-223-1.
66. Huespe A y Cardona V, *Thermomechanical model of a continuous casting process* *Computer Methods Applies in Mechanics. Engineering*, International journal for numerical methods in engineering, 2008, Vol.65, (Consultado el: 9 de junio del 2012) Disponible en: www.elsevier.com/locate/cma
67. Hunt D, *A Numerical model for a heat flux DSC. Determining heat transfer coefficients within a DSC*, Materials Science and Engineering, 2005, Vol. 41, (Consultado el: 22 de marzo 2008) Disponible en: www.elsevier.com/locate/msea
68. Incropera F, *Fundamentos de transferencia de calor*, Ed. Prentice Hall, USA, 2010, ISBN 970-17-017-04.
69. Jablonka F, *Desarrollo de simuladores para procesos industriales. Parte II (Colada continua)* Revista de Metalurgia, 2011, Vol. 42, ISSN 0034-8570.

70. Janik M y Dyja S, *Two-dimensional thermomechanical analysis of continuous casting process*, Journal of Materials Processing Technology, 2004, Vol. 12, (Consultado el: 22 de marzo 2008) Disponible en: www.elsevier.com/locate/jmatprotec
71. Kamarovsky A, *Physic of Strength and Fracture Control. Adaptation of Engineering Materials and Structures*, Ed. CRC Press LLC, USA, 2002, ISBN 0-8493-1151-9.
72. Kim H, *Evaluation of heat transfer coefficient during heat treatment by inverse analysis*, Journal of Materials Processing Technology, 2001, Vol. 36, ISSN 0924-0136 (Consultado el: 20 de diciembre del 2009) Disponible en: www.elsevier.com/locate/jmatprotec
73. Krishna M y otros, *Dual reciprocity boundary element analysis of cooling and conductions problems*, Iron making& Steelmaking, 2009, Vol. 38, ISSN 0169-1317 (Consultado el: 12 de junio de 2011), Disponible en: <http://www.sciencedirect.com/science/journal/01524863>.
74. Lally L y Biegler H, *Optimization and continuous casting Application to industrial casters*. Metallurgical Transactions B, 2009, Vol. 26, ISSN 641-648.
75. Leskinenand H, *Fabricación del acero*, Ed. UNESID, España, 2008, ISBN 84-605-7290-0.
76. Long C, *Heat transfer in continuous casting Steel*, Ed. Naser Sayma and Ventures Publishing Aps, 2009, USA, ISBN 978-87-7681-432-8.
77. Lotov A y otros, *Optimal control of cooling process in continuous casting of steel using a visualization-based multi-criteria approach*, Applied Mathematical Modelling, 2005, Vol. 29, (Consultado el: 8 de febrero del 2009) Disponible en: www.elsevier.com/locate/apm
78. Louhenkilpi S y otros, *Real-Time Simulation of Heat Transfer in Continuous Casting*, Metallurgical Transactions B, 2009, Vol. 24, ISSN 641-648.
79. Louhenkilpi S, *Análisis del enfriamiento primario*, Acta Polytechnica Scandinavica 2005, Vol. 34, ISSN 584-0-45.
80. Louhenkilpi S, *Síntesis del enfriamiento primario*, Acta Polytechnica Scandinavica, 2008, Vol. 34, ISSN 584-0-45.
81. Maceo G y otros, *EL Método de Integración de Variables: una generalización de los Algoritmos Genéticos*, Proceeding del Intensive Workshop: Optimal Design of Materials and Structures, Francia, 2003.

82. Mackerle J, *Finite elements and boundary elements applied in phase change, solidification and melting problems. A bibliography*, Finite Elements in Analysis and Design, 2005, Vol. 37, (Consultado el: 22 de abril del 2009) Disponible en: www.elsevier.com/locate/finel
83. Manfred M, *Desafíos de la colada continua*, Ed. Rodin and Fleming, Francia, 1997, ISBN 0307-904X.
84. Marcela By Goldschmit U, *Inverse geometry heat transfer problem based on a radial basis functions geometry representation*, International journal for numerical methods in engineering, 2006, Vol. 65, (Consultado el: 2 de marzo 2008) Disponible en: www.interscience.wiley.com
85. Markland A, *Planeación racional de la producción de instalaciones de vaciado continuo*, The Making Shaping and Treating of Steel, 1998, Vol. 12, ISSN 54823-X
86. Marko M. *Control of Continuous Casting by Nondifferentiable Multiobjective*, Optimization Computational and Applications, 1998, Vol. 11, ISSN 177-194.
87. Marino P, *Historical aspects and key technologies*, The Making Shaping and Treating of Steel, 2007, Vol. 20, ISSN 54823-X.
88. Mazumdar S, *Modelado del coeficiente de transmisión del calor durante la colada continua de aceros*, Transactions B, 2001, Vol. 11, ISSN 641-648.
89. Mazumdar S, *Physical constant of some commercial steels at elevated temperatures*, Metallurgical Transactions B, 2005, Vol. 14, ISSN 641-648.
90. Miettinen B, *Calculation of Solidification-Related Thermophysical Properties for Steels*, Metallurgical Transactions B, 2011, Vol. 28, ISSN 641-648.
91. Montgomery D y Runger G, *Applied Statistics and Probability for Engineers*, Ed. John Wiley and Son, 2002, USA, ISBN 0 471 20454-4.
92. Montgomery V, *Desarrollo de simuladores para procesos industriales*, Revista de Metalurgia, 2006, Vol. 42, ISSN 0034-8570.
93. Morejón G, *Diseño óptimo multiobjetivo orientado a la ingeniería inversa en el ejemplo de los motores hidráulicos*. Proceeding de la XI Conferencia Latino - Ibero americana de Investigación Operativa, Chile, 2002.

94. Mosqueda V, *Modelado del enfriamiento secundario en IVC radiales de sección cuadrada*, Ed WIT Press, 2006, USA, ISBN 0045-7949
95. Nawrat A y Skorek Z, *Inverse finite element technique for identification of thermal resistance of gas-gap between the ingot and mould in continuous casting of metals*, Inverse Problems in Science and Engineering, 2004, Vol. 12, (Consultado el: 16 de septiembre 2008) Disponible en: <http://www.sciencedirect.com/science/journal/0.95>
96. Odriozola J, *Avances de Ciencia y Tecnología del Acero Inoxidable*, Ed WIT Press, 2011, USA, ISBN 0045-7949.
97. Orrling C, *Observations of the melting and solidification behavior of mold slags, Iron and Steelmaker*, Journal of materials processing technology, 2000, Vol. 27, (Consultado el: 12 de septiembre 2010) Disponible en: <http://www.sciencedirect.com/science/journal/0.95162x>
98. Ozgu M, *Continuous caster instrumentation: State-of-the-art review*, Canadian Metallurgical Quarterly, 2006, Vol. 35, ISSN 199-223-1.
99. Palacios J y otros, *Fabricación del acero*, Ed. Spainfo S.A, 2008, España, ISBN 84-481-1728-X.
100. Park H y otros, *Reduction of modes for the solution of inverse natural convection problems*, Computer Methods Applied in Mechanics Engineering, 2009, Vol. 34, (Consultado el: 12 de Agosto del 2009) Disponible en: www.elsevier.com/locate/cma
101. Paul E, *Finite element numerical simulation on thermo-mechanical behavior of steel billet in continuous casting mold* Science and Technology of Advanced Materials, 2013, Vol. 2, (Consultado el: 1 de febrero 2014), Disponible en: www.elsevier.com/locate/stam
102. Pierer C y Bernhard K *Evaluation of Common Constitutive Equations for Solidifying Steel*, Christian Doppler, Laboratory for Fundamentals of Metallurgy in Continuous Casting Processes, 2000, Vol. 17, ISSN 2487-7890-1.
103. Pierer R, *Evaluation of Common Constitutive Equations for Solidifying Steel*, Fundamentals of Metallurgy in Continuous Casting Process, 2005, Vol. 23, ISSN 2487-7890-1
104. Poirier J, *Thermo mechanical simulations of refractory lining an overview*, Centre de Recherchesur les Matériaux à Haute Température , 2003, Vol. 8, ISSN 450-72-02.
105. Ramirez A y otros, *Development of a model for transient simulation and control of a continuous steel slab caster*, ISIJ International, 2006, Vol. 32, ISSN 5472-0015.

106. Rastogi R y Cramb A, *Inclusion Formation and Agglomeration in Aluminum-killed Steel*, Steelmaking Conference Proceedings, 2004, Vol. 84, ISSN 5795-12-0.
107. Resumen anuario, Anónimo, *Operación y desarrollo Parte 1*, Diapositiva. Wolfetechnology.19. IAS Short Course on Continuous Casting. Argentina, 2011.
108. Richard A y Christo H, *A transient simulation and dynamic spray cooling control model for continuous steel casting*, Metallurgical and Material Transactions B, 2003, Vol. 34, ISSN 641-648.
109. Richardson M, *Compendium of Thermo physical Property Measurement Methods*, Ed. Plenum Press, 1992, USA, ISBN 3548-576.
110. Robles A, *Diseño de sistema de adquisición para estudio del mecanismo inicial de formación de la capa solidificada en el molde de colada continua*, Revista de Metalurgia, Madrid, 2004, Vol. 33, ISSN 0034-8570.
111. Roller C y otros, *Systems Development. Tools and Methods*. Ed. Stuttgart In, 2007, Alemania, ISBN 6598-094.
112. Rudd W y otros, *Strategy of Process Engineering*, Ed. John Willey, 1968, USA, ISBN 3256-89-0
113. Samarasekera B, *An inverse analysis for the heat conduction during a grinding process*, Journal of Materials Processing Technology, 2009, Vol. 49,(Consultado el: 18 de enero 2013) Disponible en: www.elsevier.com/locate/jmatprotec
114. Saunders A y Miodownik J, *Modeling of materials properties and behaviour critical to casting simulation*, Materials Science and Engineering, 2005, Vol. 10, (Consultado el: 8 de marzo 2010) Disponible en: www.elsevier.com/locate/jmasea
115. Savage J y Pritchard W, *Modelado del enfriamiento primario*, Iron Steel Institute, 1954, Vol. 18, ISSN 269-277.
116. Saxen H y Fredman P, *Model for Temperature Profile Estimation in the Refractory of a Metallurgical Ladle*, Metallurgical and Material Transactions B, 1998, Vol. 29, ISSN 641-648.
117. Shibata T, *Thermal resistance at the interface between mold flux film and mold for continuous casting of steels*, ISIJ International, 2008, Vol. 38, ISSN 5472-0015.
118. Sherif M y otros, *Mechanical Alloying for fabrication of advanced engineering materials*, Ed. Noyes Publication, USA, 2010, ISBN: 0-8155-1462-X

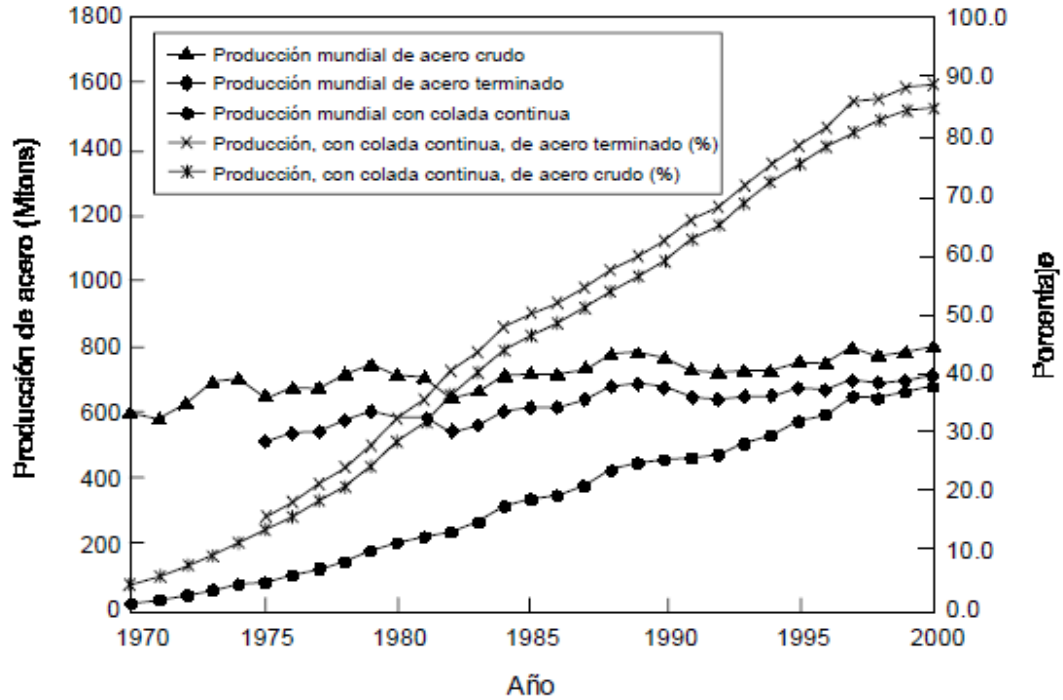
119. Simeón R, *Aplicación de los Algoritmos Genéticos al Diseño Óptimo Multiobjetivo de Troqueles de Corte y Punzonado Simples y Progresivos*. Revista Latinoamericana de Metalurgia y Materiales, Vol 22, Número 2, Caracas, 2003.
120. Skerritt, M, *Estudio del mejoramiento de la durabilidad de las cazuelas de vaciado del taller acería eléctrica de Antillana de Acero*, Tesis de Maestría, Instituto Superior Politécnico José Antonio Echeverría, La Habana, Cuba, 2013.
121. Slodicka M y Hennie D, *Determination of the heat-transfer coefficient during solidification of alloys* Computer Methods Applies in Mechanics. Engineering, 2004, Vol. 30, (Consultado el: 28 de enero 2011) Disponible en: www.elsevier.com/locate/cma
122. Solorio G, *Desarrollo de simuladores para procesos industriales. Parte I*. Revista de Metalurgia, 2006, Vol. 42, ISSN 0034-8570.
123. Spaccarotella, A. *Process control and quality prediction in continuously cast slabs free form surface defects*, Proceedings of 3rd European Conference on Continuous Casting, España, 2006.
124. Steinruck S, *Lubricación en instalaciones de vaciado radiales*, Ed Mainfro, 2010, España, ISBN 396-495-x
125. STEVER R, *Multiple Criteria Optimization: Theory, Computation and Applications*. Ed. Willey, 2006, USA, ISBN 456- 3566-0
126. Tapia V, *Tecnología de colada continua de aceros al carbono*, Tesis de Doctorado, Instituto Tecnológico de Morelia, Michoacán, México, 1994.
127. Tibor H, *Modelado de la operación de instalaciones siderúrgicas*, Ed Mainfro, 1958, España, ISBN 396-495-x
128. Thomas A, *Coupled thermo-mechanical model of solidifying steel shell applied to depression defects in continuous-cast slabs*, in: *Modeling of Casting, Welding and Advanced Solidification Proceedings VIII*, Inglaterra, 2012.
119. Tomoro H, *Elements of oscillation mark formation and their effect on transverse fine cracks in continuous casting of Steel*, Tesis doctoral, EPF Lauresanne ,Francia, 1979.
120. Tosun I, *Modeling in transport phenomena. A conceptual approach*, Ed. Elsevier Science, 2007, México, ISBN 0444-5105-04.

121. Ureña F, *Resolución de ecuaciones diferenciales en derivadas parciales dependientes del tiempo de segundo orden utilizando diferencias finitas*, Revista Internacional de Métodos Numéricos para Cálculo y Diseño en Ingeniería, 2008 Vol. 6, ISSN 0213-1315.
122. Valdés T, *Estimación de la composición de las inclusiones y el acero luego del tratamiento con calcio*, Proceeding del Coloquio Latinoamericano de Fractura y Fatiga, Brasil, 2004.
123. Valente J, *Beam search algorithms for the single machine total weighted tardiness scheduling problem with sequence-dependent setups*, Computers & Operations Research, 2007, Vol 35, ISSN 2388-2405.
124. Vanka P, *Study of Transient Flow Structures in the Continuous Casting of Steel*, NSF Design & Manufacturing Grantees Proceedings, Canadá. 2008.
125. Viera B y Pereira D, *Modelación Matemática para Ingenieros Químicos*. Pueblo y Educación, 2010, Cuba, ISBN 909-229-074-00.
126. Vivek V, *Computational flow models*, Ed. Academic Press, 2011, USA, ISBN 0-12-576960-1.
127. Voller C, *Fixed grid techniques for phase change problems: a review*, International Journal for Numerical Methods in Engineering, 1990, Vol 28, ISSN875-898-8.
128. Wawrzynek A y otros, *Regularization method in geometrical inverse heat conduction problems, preliminary report*. CD-ROM with Proceedings of ECCOMAS, Barcelona, 2000.
129. WEINBERG G, *An Introduction to General Systems Thinking*. Ed. Dorset House Publishing, 2010, USA, ISBN 09-123-x
130. Wolf N, *Modelo estático de transferencia de calor en moldes de vaciado*, Ed. Academic Press, 1974, USA, ISBN 0-12-576960-1.
131. Yin P y Col A, *Connector-Based Hierarchical Approach to Sequence Planning for Mechanical Assemblies*. Computer Aided Design Proceeding, India, 2003.
132. William L, *Process modelling, simulation and control for Chemical engineer*, Ed. McGraw-Hill, 2006, USA, ISBN 0-07 039159-9.
133. Xue Y y otros, *Optimum cast plan for steelmaking-continuous casting operation scheduling*, Proceedings of the IEEE International Conference on Control Applications Taipei, Taiwan, 2008

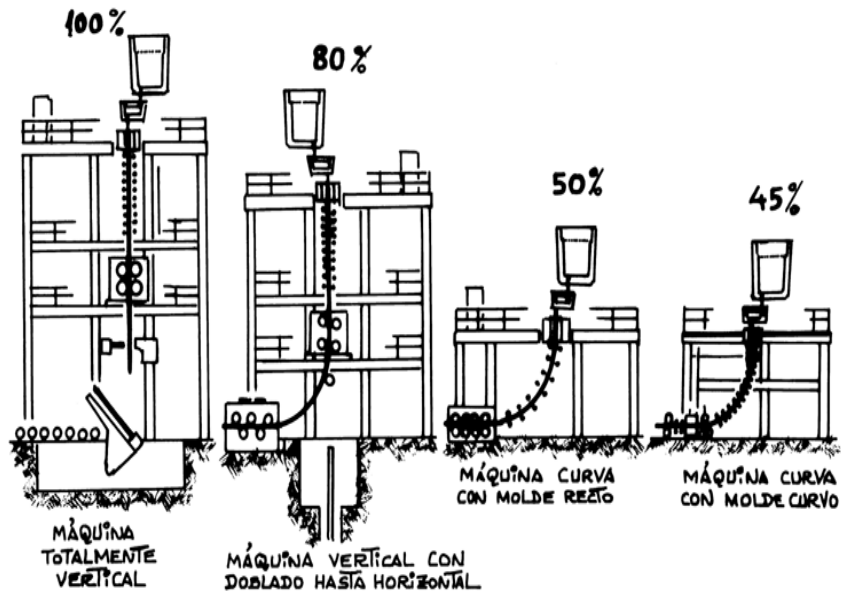
134. Zarka J, *Intelligent optimal design of complex systems*, Ed. Wards systems, 2008, Francia, ISBN 831-232-869-13.
135. Zhang H y otros, *Computarized Manufacturing Process Planning Systems*. Ed. Chapman & Hall, 1994, USA. ISBN 2578-56.
136. Zhiming C. *A characteristic Galerkin method with adaptive error control for the continuous casting problem*, Computer Methods Applies in Mechanics Engineering, 2006, Vol. 22, (Consultado el: 18 de enero 2009) Disponible en: www.elsevier.com/locate/cma

ANEXOS

Anexo 1. Evolución en la producción de perfiles de acero (Oliva J, 2005).



Anexo 2. Alturas en máquinas de colada continua.



Anexo 3. Buza revólver acoplada a la artesa (Skerrit M, 2009).



Anexo 4. Diseño de experimento para la velocidad (Fiol A, 2011)

Single Factor Categorical Design Attributes

Design Summary

Design class: Single Factor Categorical

File name: <Untitled>

Base Design

Number of experimental factors: 1 Number of blocks: 1

Number of responses: 2

Number of runs: 6 Error degrees of freedom: 4

Randomized: Yes

Factors	Levels	Units
---------	--------	-------

Factor_A 2

Responses Units

Var_1

Var_2

The StatAdvisor

You have created a Completely randomized design consisting of 6runs. The design is to be run in a single block. The order of the experiments has been fully randomized. This will provide protection against the effects of lurking variables.

Factor A: Q_a caudal de agua

Var_1: V_c velocidad de colada

Anexo 5. Diseño del experimento del enfriamiento primario (Diaz Y, 2012).

Design Summary

Design class: Screening

Design name: Factorial 3⁴

File name: <Untitled>

Base Design

Number of experimental factors: 4 Number of blocks: 2

Number of responses: 81

Number of runs: 194 Error degrees of freedom: 113

Randomized: Yes

Factors	Low	High	Units	Continuous
---------	-----	------	-------	------------

Factor_A	-1.0	1.0		Yes
----------	------	-----	--	-----

Factor_B	-1.0	1.0		Yes
----------	------	-----	--	-----

Factor_C	-1.0	1.0		Yes
----------	------	-----	--	-----

Factor_D	-1.0	1.0		Yes
----------	------	-----	--	-----

The StatAdvisor

You have created a Factorial design which will study the effects of 4 factors in 81 runs. The design is to be run in 2 blocks. The order of the experiments has been fully randomized. This will provide protection against the effects of lurking variables.

Factores	Nivel bajo (-1)	Nivel alto (1)
A: Composición química (%C)	0,23	0,45
B: Temperatura del metal en la artesa (°C)	1100	1700
C: Presión de agua en el cristalizador (bar)	5	15
D: Velocidad de colada (m/min)	1,3	6

Análisis de Composición y Propiedades Mecánicas de Aceros SAE																													
Colada	Marca de Acero	Tipo de Corte	Composición Química (%)						Propiedades Mecánicas (Temperatura Ambiente)					Propiedades Mecánicas (Temperatura Elevada)					Propiedades Mecánicas (Temperatura Muy Alta)										
			%C	%Mn	%Si	%P	%S	%Cu	T1	T2	T3	VC1	TM1	CA1	PA1	VA2	TM2	CA2	PA2	VC3	TM3	CA3	PA3	VC4	TM4	CA4	PA4	VC5	TM5
8900	Sae1023Cr	12000	0,2	0,84	0,2	0,02	0,2	0,42	1534	1564	1558	0	39,7	1590	6,8	1,5	40	1593	5,6	1,8	44	1605	5,8	0	40	1624	6	1,7	46
8899	Sae1023Cr	12000	0,2	0,75	0,2	0,02	0,2	0,26	1515	1545	1539	0	33,7	1615	6,7	1,5	39	1624	5,8	1,7	41,8	1613	6	1,7	42,7	1608	5,8	1,85	45,5
8898	Sae1023Rm	12000	0,3	0,78	0,2	0,02	0,3	0,31	1539	1551	1537	0	37	1617	7,2	1,5	41	1620	5,6	1,9	45	1610	5,2	0	40	1626	5,3	1,9	46
8897	Sae1023Rm	12000	0,2	0,73	0,2	0,02	0,3	0,3	1551	1575	1550	0	34	1602	7,2	1,8	39	1603	5,6	1,6	42	1610	5,2	0	38	1615	5,3	1,7	44
8896	Sae1023Rm	12000	0,2	0,75	0,2	0,02	0,3	0,37	1547	1545	1543	0	38	1600	7,3	1,6	41,6	1595	4,8	1,6	44,8	1603	4,4	0	40,3	1612	7	1,6	47
8895	Sae1023Rm	12000	0,2	0,71	0,2	0,03	0,3	0,3	1542	1530	1525	1,6	37,7	1612	6,8	1,7	41,9	1589	5,6	1,8	45	1613	6	0	41,5	1623	5,5	1,6	48,6
8894	Sae 1023Rm	12000	0,3	0,82	0,2	0,02	0,2	0,32	1554	1536	1536	1,8	44,1	1622	6,3	1,8	43,2	1611	4,8	1,7	40,5	1607	4,4	0	42,2	1612	7	1,7	48,7
8893	Sae 1023Rm	12000	0,2	0,81	0,2	0,01	0,2	0,22	1525	1514	1516	0	35,3	1613	6,8	1,6	40,2	1604	5,6	1,5	43,3	1603	6	0	38,7	1619	5,5	1,8	45,7
8892	Sae 1045	12000	0,3	0,66	0,2	0,02	0,2	0,22	1530	1548	4529	0	35	1610	6,6	1,5	39	1611	5	1,9	43	1601	5,2	0	38	1602	5,2	1,3	44
8891	Sae 1045	12000	0,3	0,66	0,2	0,03	0,2	0,27	1515	1520	1516	1,5	38,3	1611	6,6	1,7	40	1609	5	1,6	40	1602	5,2	0	42,2	1600	5,2	1,6	45
8890	Sae 1023	12000	0,2	0,73	0,2	0,02	0,2	0,37	1530	1564	1554	0	34	1610	8	1,7	39	1610	5,3	1,7	43	1610	5,2	0	37	1608	5	1,7	45
8889	Sae 1023Rm	12000	0,3	0,74	0,2	0,02	0,3	0,36	1532	1531	1528	1,6	42	1644	8	1,7	42	1610	5,2	1,6	46	1610	6,5	0	42	1624	6,3	0	42
8887	Sae 1023 Rm	12000	0,2	0,77	0,2	0,01	0,2	0,35	1532	1557	1536	0	39	1610	8	1,5	42	1622	5,3	1,8	45	1570	5,3	0	41	1617	6	1,8	47
8886	Sae 1023 Rm	12000	0,2	0,77	0,2	0,01	0,3	0,4	1542	1554	1546	0	40,3	1593	8	1,8	44	1622	5,3	1,6	47	1575	5,3	0	4,3	1617	6	2	49
8885	Sae 1023 Rm	12000	0,2	0,7	0,2	0,01	0,3	0,39	1564	1570	1565	1,6	40,8	1603	6,7	1,6	45,4	1608	5,8	1,7	39,7	1592	6	0	44,8	1557	5,5	1,7	51,2
8884	Sae 1023 Rm	12000	0,2	0,77	0,2	0,01	0,2	0,36	1528	1517	1521	0	37	1600	8	1,7	44	1610	5,1	1,7	46	1570	1,4	0	41	1615	6,3	1,6	48
8883	Sae 1023 Rm	12000	0,3	0,7	0,2	0,01	0,2	0,4	1540	1550	1528	0	37	1612	6,7	1,6	36,5	1614	5,8	1,7	39	1567	6	0	40,8	1632	5,5	1,7	42
8882	Sae 1023 Rm	12000	0,3	0,82	0,2	0,03	0,3	0,28	1559	1571	1570	0	37	1606	8	2	43,1	1617	5,2	1,5	46,7	1589	7,9	0	41,9	1625	6,5	1,9	48,3
8878	Sae 1023 Rm	12000	0,2	0,71	0,2	0,03	0,3	0,3	1542	1530	1525	1,6	37,7	1612	6,8	1,7	41,9	1589	5,6	1,8	45	1613	6	0	41,5	1623	5,5	1,6	48,6
8877	Sae 1023 Rm	12000	0,2	0,81	0,2	0,01	0,2	0,22	1525	1514	1516	0	35,3	1613	6,8	1,6	40,2	1604	5,6	1,5	43,3	1603	6	0	38,7	1619	5,5	1,8	45,7
8876	Sae 1023 Rm	12000	0,2	0,84	0,2	0,02	0,2	0,42	1534	1564	1558	0	39,7	1590	6,2	1,7	40	1593	5,6	1,8	44	1605	5,8	0	40	1624	6	1,7	46
8875	Sae 1023 Rm	12000	0,3	0,78	0,2	0,02	0,3	0,31	1539	1551	1537	0	37	1617	7,2	1,7	41	1620	5,6	1,9	45	1610	5,2	0	40	1626	5,3	1,9	46
8874	Sae 1023 Rm	12000	0,2	0,77	0,2	0,01	0,2	0,36	1528	1517	1521	0	37	1600	8	1,7	44	1610	5,1	1,7	46	1570	1,4	0	41	1615	6,3	1,6	48
8873	Sae 1045	12000	0,3	0,66	0,2	0,02	0,2	0,22	1530	1548	4529	0	35	1610	6,6	1,6	39	1611	5,6	1,5	43	1601	5,2	0	38	1602	5,2	1,3	44

ID	Material	Weight	Mechanical Properties						Thermal Properties						Electrical Properties														
			Yield	Tensile	Elongation	Modulus	Hardness	Temp	Conductivity	Resistivity	Dielectric	Loss	Temp	Conductivity	Resistivity	Dielectric	Loss												
8872	Sae 1045	12000	0,3	0,66	0,2	0,03	0,2	0,27	1515	1520	1516	1,5	38,3	1611	6,3	1,6	40	1609	5,6	1,6	40	1602	5,2	0	42,2	1600	5,2	1,6	45
8871	Sae 1045	12000	0,3	0,66	0,2	0,02	0,2	0,22	1530	1548	4529	0	35	1610	6,4	1,6	39	1611	5,6	1,9	43	1601	5,2	0	38	1602	5,2	1,3	44
8870	Sae1023Cr	12000	0,2	0,84	0,2	0,02	0,2	0,42	1534	1564	1558	0	39,7	1590	6,2	1,7	40	1593	5,6	1,8	44	1605	5,8	0	40	1624	6	1,7	46
8869	Sae1023Cr	12000	0,2	0,75	0,2	0,02	0,2	0,26	1515	1545	1539	0	33,7	1615	6,4	1,7	39	1624	5,8	1,7	41,8	1629	6	1,7	42,7	1608	5,8	1,85	45,5
8868	Sae1023Rm	12000	0,3	0,78	0,2	0,02	0,3	0,31	1539	1551	1537	0	37	1617	7,3	1,7	41	1620	5,6	1,9	45	1610	5,2	0	40	1626	5,3	1,9	46
8867	Sae1023Rm	12000	0,2	0,73	0,2	0,02	0,3	0,3	1551	1575	1550	0	34	1602	7,1	1,8	39	1603	5,6	1,6	42	1610	5,2	0	38	1615	5,3	1,7	44
8866	Sae1023Rm	12000	0,2	0,75	0,2	0,02	0,3	0,37	1547	1545	1543	0	38	1600	7,3	1,6	41,6	1595	4,8	1,6	44,8	1603	4,4	0	40,3	1612	7	1,6	47
8865	Sae1023Rm	12000	0,2	0,71	0,2	0,03	0,3	0,3	1542	1530	1525	1,6	37,7	1612	6,8	1,7	41,9	1589	5,6	1,8	45	1613	6	0	41,5	1623	5,5	1,6	48,6
8864	Sae 1023Rm	12000	0,3	0,82	0,2	0,02	0,2	0,32	1554	1536	1536	1,8	44,1	1622	6,3	1,8	43,2	1611	4,8	1,7	40,5	1607	4,4	0	42,2	1612	7	1,7	48,7
8863	Sae1023Cr	12000	0,2	0,84	0,2	0,02	0,2	0,42	1534	1564	1558	0	39,7	1590	6,2	1,7	40	1593	5,6	1,8	44	1605	5,8	0	40	1624	6	1,7	46
8862	Sae1023Cr	12000	0,2	0,75	0,2	0,02	0,2	0,26	1515	1545	1539	0	33,7	1615	6,4	1,7	39	1624	5,8	1,7	41,8	1629	6	1,7	42,7	1608	5,8	1,85	45,5
8861	Sae1023Rm	12000	0,3	0,78	0,2	0,02	0,3	0,31	1539	1551	1537	0	37	1617	7,2	1,7	41	1620	5,6	1,9	45	1610	5,2	0	40	1626	5,3	1,9	46
8860	Sae1023Rm	12000	0,2	0,73	0,2	0,01	0,3	0,3	1551	1575	1550	0	34	1602	7,1	1,8	39	1603	5,6	1,6	42	1610	5,2	0	38	1615	5,3	1,7	44
8859	Sae1023Rm	12000	0,2	0,75	0,2	0,02	0,3	0,37	1547	1545	1543	0	38	1600	7,3	1,6	41,6	1595	4,8	1,6	44,8	1603	4,4	0	40,3	1612	7	1,6	47
8858	Sae1023Rm	12000	0,2	0,71	0,2	0,03	0,3	0,3	1542	1530	1525	1,6	37,7	1612	6,8	1,7	41,9	1589	5,6	1,8	45	1613	6	0	41,5	1623	5,5	1,6	48,6
8857	Sae 1023Rm	12000	0,3	0,82	0,2	0,02	0,2	0,32	1554	1536	1536	1,8	44,1	1622	6,3	1,8	43,2	1611	4,8	1,7	40,5	1607	4,4	0	42,2	1612	7	1,7	48,7
8856	Sae1023Cr	12000	0,2	0,84	0,2	0,02	0,2	0,42	1534	1564	1558	0	39,7	1590	6,2	1,7	40	1593	5,6	1,8	44	1605	5,8	0	40	1624	6	1,7	46
8855	Sae1023Cr	12000	0,2	0,75	0,2	0,02	0,2	0,26	1515	1545	1539	0	33,7	1615	6,4	1,7	39	1624	5,8	1,7	41,8	1629	6	1,7	42,7	1608	5,8	1,85	45,5
8854	Sae1023Rm	12000	0,3	0,78	0,2	0,02	0,3	0,31	1539	1551	1537	0	37	1617	7,6	1,7	41	1620	5,6	1,9	45	1610	5,2	0	40	1626	5,3	1,9	46
8853	Sae1023Rm	12000	0,2	0,73	0,2	0,01	0,3	0,3	1551	1575	1550	0	34	1602	7,5	1,8	39	1603	5,6	1,6	42	1610	5,2	0	38	1615	5,3	1,7	44
8852	Sae1023Rm	12000	0,2	0,75	0,2	0,02	0,3	0,37	1547	1545	1543	0	38	1600	7,3	1,6	41,6	1595	4,8	1,6	44,8	1603	4,4	0	40,3	1612	7	1,6	47
8851	Sae1023Rm	12000	0,2	0,71	0,2	0,03	0,3	0,3	1542	1530	1525	1,6	37,7	1612	6,8	1,7	41,9	1589	5,6	1,8	45	1613	6	0	41,5	1623	5,5	1,6	48,6
8850	Sae 1023Rm	12000	0,3	0,82	0,2	0,02	0,2	0,32	1554	1536	1536	1,8	44,1	1622	6,3	1,8	43,2	1611	4,8	1,7	40,5	1607	4,4	0	42,2	1612	7	1,7	48,7
8849	Sae 1023 Rm	12000	0,2	0,7	0,2	0,01	0,2	0,35	1532	1557	1536	0	39	1610	8	1,9	42	1622	5,3	1,8	45	1570	5,3	0	41	1617	6	1,8	47
8848	Sae 1023 Rm	12000	0,2	0,77	0,2	0,01	0,3	0,4	1542	1554	1546	0	40,3	1593	8	2	44	1622	5,3	1,6	47	1570	5,3	0	4,3	1617	6	2	49
8847	Sae 1023 Rm	12000	0,2	0,77	0,2	0,01	0,3	0,39	1564	1570	1565	1,6	40,8	1603	6,7	1,6	45,4	1608	5,8	1,7	39,7	1592	6	0	44,8	1557	5,5	1,7	51,2

ID	Material	Weight	Mechanical Properties						Material Properties						Thermal Properties														
			Yield	Tensile	Elongation	Modulus	Hardness	Density	Thermal Exp.	Thermal Cond.	Thermal Stab.	Thermal Shock	Thermal Fatigue	Thermal Aging	Thermal Degradation	Thermal Oxidation	Thermal Corrosion												
8846	Sae 1023 Rm	12000	0,2	0,7	0,2	0,01	0,2	0,36	1528	1517	1521	0	37	1600	8	1,7	44	1610	5,1	1,7	46	1570	1,4	0	41	1615	6,3	1,6	48
8845	Sae 1023 Rm	12000	0,3	0,77	0,2	0,01	0,2	0,4	1540	1550	1528	0	37	1612	6,6	1,6	36,5	1614	5,8	1,7	39	1567	6	0	40,8	1632	5,5	1,7	42
8844	Sae 1023 Rm	12000	0,3	0,82	0,2	0,03	0,3	0,28	1559	1571	1570	0	37	1606	8	2	43,1	1617	5,2	1,5	46,7	1589	7,9	0	41,9	1625	6,5	1,9	48,3
8843	Sae 1023 Rm	12000	0,2	0,7	0,2	0,01	0,2	0,35	1532	1557	1536	0	39	1610	8	1,9	42	1622	5,3	1,8	45	1570	5,3	0	41	1617	6	1,8	47
8842	Sae 1023 Rm	12000	0,2	0,77	0,2	0,01	0,3	0,4	1542	1554	1546	0	40,3	1593	8	2	44	1622	5,3	1,6	47	1575	5,3	0	4,3	1617	6	2	49
8841	Sae 1023 Rm	12000	0,2	0,77	0,2	0,01	0,3	0,39	1564	1570	1565	1,6	40,8	1603	6	1,6	45,4	1608	5,8	1,7	39,7	1592	6	0	44,8	1557	5,5	1,7	51,2
8840	Sae 1023 Rm	12000	0,2	0,7	0,2	0,01	0,2	0,36	1528	1517	1521	0	37	1600	8	1,7	44	1610	5,1	1,7	46	1570	1,4	0	41	1615	6,3	1,6	48
8839	Sae 1023 Rm	12000	0,3	0,77	0,2	0,01	0,2	0,4	1540	1550	1528	0	37	1612	6,6	1,6	36,5	1614	5,8	1,7	39	1567	6	0	40,8	1632	5,5	1,7	42
8838	Sae 1023 Rm	12000	0,3	0,82	0,2	0,03	0,2	0,28	1559	1571	1570	0	37	1606	8	2	43,1	1617	5,2	1,5	46,7	1610	7,9	0	41,9	1625	6,5	1,9	48,3
8837	Sae 1023 Rm	12000	0,2	0,7	0,2	0,01	0,2	0,35	1532	1557	1536	0	39	1610	8	1,9	42	1622	5,3	1,8	45	1570	5,3	0	41	1617	6	1,8	47
8836	Sae 1023 Rm	12000	0,2	0,77	0,2	0,01	0,3	0,4	1542	1554	1546	0	40,3	1593	8	2	44	1615	5,3	1,6	47	1570	5,3	0	4,3	1617	6	2	49
8835	Sae 1023 Rm	12000	0,2	0,77	0,2	0,01	0,3	0,39	1564	1570	1565	1,6	40,8	1603	6,5	1,6	45,4	1608	5,8	1,7	39,7	1592	6	0	44,8	1557	5,5	1,7	51,2
8834	Sae 1023 Rm	12000	0,2	0,77	0,2	0,01	0,2	0,36	1528	1517	1521	0	37	1600	8	1,7	44	1610	5,1	1,7	46	1570	1,4	0	41	1615	6,3	1,6	48
8833	Sae 1023 Rm	12000	0,3	0,77	0,2	0,01	0,2	0,4	1540	1550	1528	0	37	1612	6,7	1,6	36,5	1614	5,8	1,7	39	1567	6	0	40,8	1632	5,5	1,7	42
8832	Sae 1023 Rm	12000	0,3	0,82	0,2	0,03	0,3	0,28	1559	1571	1570	0	37	1606	8	2	43,1	1617	5,2	1,5	46,7	1589	7,9	0	41,9	1625	6,5	1,9	48,3
8831	Sae1023Cr	12000	0,2	0,84	0,2	0,02	0,2	0,42	1534	1564	1558	0	39,7	1590	6,9	1,7	40	1593	5,6	1,8	44	1605	5,8	0	40	1624	6	1,7	46
8830	Sae1023Cr	12000	0,2	0,75	0,2	0,02	0,2	0,26	1515	1545	1539	0	33,7	1615	6,8	1,7	39	1624	5,8	1,7	41,8	1629	6	1,7	42,7	1608	5,8	1,85	45,5
8829	Sae1023Rm	12000	0,3	0,78	0,2	0,02	0,3	0,31	1539	1551	1537	0	37	1617	7,4	1,7	41	1620	5,6	1,9	45	1610	5,2	0	40	1626	5,3	1,9	46
8828	Sae1023Rm	12000	0,2	0,73	0,2	0,01	0,3	0,3	1551	1575	1550	0	34	1602	7,6	1,8	39	1603	5,6	1,6	42	1610	5,2	0	38	1615	5,3	1,7	44
8827	Sae1023Rm	12000	0,2	0,75	0,2	0,02	0,3	0,37	1547	1545	1543	0	38	1600	7,3	1,6	41,6	1595	4,8	1,6	44,8	1603	4,4	0	40,3	1612	7	1,6	47
8826	Sae1023Rm	12000	0,2	0,71	0,2	0,03	0,3	0,3	1542	1530	1525	1,6	37,7	1612	6,8	1,7	41,9	1589	5,6	1,8	45	1613	6	0	41,5	1623	5,5	1,6	48,6
8825	Sae 1023Rm	12000	0,3	0,82	0,2	0,02	0,2	0,32	1554	1536	1536	1,8	44,1	1622	6,3	1,8	43,2	1611	4,8	1,7	40,5	1607	4,4	0	42,2	1612	7	1,7	48,7
8824	Sae1023Cr	12000	0,2	0,84	0,2	0,02	0,2	0,42	1534	1564	1558	0	39,7	1590	6,7	1,7	40	1593	5,6	1,8	44	1605	5,8	0	40	1624	6	1,7	46
8823	Sae1023Cr	12000	0,2	0,75	0,2	0,02	0,2	0,26	1515	1545	1539	0	33,7	1615	6,7	1,7	39	1624	5,8	1,7	41,8	1629	6	1,7	42,7	1608	5,8	1,85	45,5
8822	Sae1023Rm	12000	0,3	0,78	0,2	0,02	0,3	0,31	1539	1551	1537	0	37	1617	7,5	1,7	41	1620	5,6	1,9	45	1610	5,2	0	40	1626	5,3	1,9	46
8821	Sae 1023 Rm	12000	0,2	0,7	0,2	0,01	0,2	0,36	1528	1517	1521	0	37	1600	8	1,7	44	1610	5,1	1,7	46	1570	1,4	0	41	1615	6,3	1,6	48

8820	Sae 1023 Rm	12000	0,3	0,77	0,2	0,01	0,2	0,4	1540	1550	1528	0	37	1612	6,9	1,6	36,5	1614	5,8	1,7	39	1567	6	0	40,8	1632	5,5	1,7	42
8819	Sae 1023 Rm	12000	0,3	0,82	0,2	0,03	0,2	0,28	1559	1571	1570	0	37	1606	8	2	43,1	1617	5,2	1,5	46,7	1610	7,9	0	41,9	1625	6,5	1,9	48,3
8818	Sae 1023 Rm	12000	0,2	0,77	0,2	0,01	0,2	0,35	1532	1557	1536	0	39	1610	8	1,9	42	1622	5,3	1,8	45	1570	5,3	0	41	1617	6	1,8	47
8817	Sae 1023 Rm	12000	0,2	0,77	0,2	0,01	0,3	0,4	1542	1554	1546	0	40,3	1593	8	2	44	1622	5,3	1,6	47	1580	5,3	0	4,3	1617	6	2	49
8816	Sae 1023 Rm	12000	0,2	0,77	0,2	0,01	0,3	0,39	1564	1570	1565	1,6	40,8	1603	6	1,6	45,4	1608	5,8	1,7	39,7	1592	6	0	44,8	1557	5,5	1,7	51,2
8815	Sae 1023 Rm	12000	0,2	0,7	0,2	0,01	0,2	0,36	1528	1517	1521	0	37	1600	8	1,7	44	1610	5,1	1,7	46	1570	1,4	0	41	1615	6,3	1,6	48
8814	Sae 1023 Rm	12000	0,3	0,7	0,2	0,01	0,2	0,4	1540	1550	1528	0	37	1612	6,8	1,6	36,5	1614	5,8	1,7	39	1567	6	0	40,8	1632	5,5	1,7	42
8813	Sae 1023 Rm	12000	0,3	0,82	0,2	0,03	0,3	0,28	1559	1571	1570	0	37	1606	8	2	43,1	1617	5,2	1,5	46,7	1589	7,9	0	41,9	1625	6,5	1,9	48,3
8812	Sae1023Rm	12000	0,2	0,71	0,2	0,03	0,3	0,3	1542	1530	1525	1,6	37,7	1612	6,8	1,7	41,9	1589	5,6	1,8	45	1613	6	0	41,5	1623	5,5	1,6	48,6
8811	Sae 1023Rm	12000	0,3	0,82	0,2	0,02	0,2	0,32	1554	1536	1536	1,8	44,1	1622	6,3	1,8	43,2	1611	4,8	1,7	40,5	1607	4,4	0	42,2	1612	7	1,7	48,7
8810	Sae1023Cr	12000	0,2	0,84	0,2	0,02	0,2	0,42	1534	1564	1558	0	39,7	1590	6,7	1,7	40	1593	5,6	1,8	44	1605	5,8	0	40	1624	6	1,7	46
8809	Sae1023Cr	12000	0,2	0,75	0,2	0,02	0,2	0,26	1515	1545	1539	0	33,7	1615	6,7	1,7	39	1624	5,8	1,7	41,8	1629	6	1,7	42,7	1608	5,8	1,85	45,5
8808	Sae1023Rm	12000	0,3	0,78	0,2	0,02	0,3	0,31	1539	1551	1537	0	37	1617	7,2	1,7	41	1620	5,6	1,9	45	1610	5,2	0	40	1626	5,3	1,9	46
8807	Sae1023Rm	12000	0,2	0,73	0,2	0,01	0,3	0,3	1551	1575	1550	0	34	1602	7,4	1,8	39	1603	5,6	1,6	42	1610	5,2	0	38	1615	5,3	1,7	44
8806	Sae1023Rm	12000	0,2	0,75	0,2	0,02	0,3	0,37	1547	1545	1543	0	38	1600	7,3	1,6	41,6	1595	4,8	1,6	44,8	1603	4,4	0	40,3	1612	7	1,6	47
8805	Sae1023Rm	12000	0,2	0,71	0,2	0,03	0,3	0,3	1542	1530	1525	1,6	37,7	1612	6,8	1,7	41,9	1589	5,6	1,8	45	1613	6	0	41,5	1623	5,5	1,6	48,6
8804	Sae 1023Rm	12000	0,3	0,82	0,2	0,02	0,2	0,32	1554	1536	1536	1,8	44,1	1622	6,3	1,8	43,2	1611	4,8	1,7	40,5	1607	4,4	0	42,2	1612	7	1,7	48,7
8803	Sae 1023 Rm	12000	0,2	0,7	0,2	0,01	0,2	0,35	1532	1557	1536	0	39	1610	8	1,9	42	1622	5,3	1,8	45	1570	5,3	0	41	1617	6	1,8	47
8802	Sae 1023 Rm	12000	0,2	0,77	0,2	0,01	0,3	0,4	1542	1554	1546	0	40,3	1593	8	2	44	1615	5,3	1,6	47	1570	5,3	0	4,3	1617	6	2	49
8801	Sae 1023 Rm	12000	0,2	0,7	0,2	0,01	0,3	0,39	1564	1570	1565	1,6	40,8	1603	6,6	1,6	45,4	1608	5,8	1,7	39,7	1592	6	0	44,8	1557	5,5	1,7	51,2
8800	Sae 1023 Rm	12000	0,2	0,7	0,2	0,01	0,2	0,36	1528	1517	1521	0	37	1600	8	1,7	44	1610	5,1	1,7	46	1570	1,4	0	41	1615	6,3	1,6	48

Anexo 6. Data experimental del enfriamiento primario (Díaz Y y Mesa L, 2009)

Anexo 7. Parte de la Regresión del caudal de agua primario (Díaz Y, 2009).

Multiple Regression Analysis

 Dependent variable: Apot

Parameter	Estimate	Standard Error	T Statistic	P-Value
CONSTANT	1,43344E10	2,3964E9	5,98164	0,0000
C	1,10852E7	2,13364E6	5,19545	0,0000
cel	-1,39186E10	2,3808E9	-5,8462	0,0000
celmnel	1,02212E8	4,06388E7	2,51514	0,0139
celvcole1	1,32815E8	2,97061E7	4,47098	0,0000
Cu	-71367,1	11097,7	-6,43081	0,0000
LNC	-2,26755E8	3,96864E7	-5,71367	0,0000
LNMn	7,89268E6	3,13469E6	2,51785	0,0138
LNP	52528,7	12534,8	4,19064	0,0001
LNS	-6192,99	2313,44	-2,67696	0,0090
LNSi	16047,0	2966,87	5,40873	0,0000
LNTcol	-6,34812E7	5,55553E6	-11,4267	0,0000
LNVcol	4,90061E6	1,77428E6	2,76202	0,0071
mnelvcole1	-5,71191E9	5,00127E8	-11,4209	0,0000
mnelvcole1	-6,71805E7	1,22761E7	-5,47245	0,0000
pel	-2,14583E6	475614,0	-4,51171	0,0000
Vcol	-99097,3	42827,4	-2,31388	0,0232

Analysis of Variance

Source	Sum of Squares	Df	Mean Square	F-Ratio	P-Value
Model	1,18472E9	16	7,40448E7	27,71	0,0000
Residual	2,19149E8	82	2,67255E6		
Total (Corr.)	1,40387E9	98			

R-squared = 84,3896 percent

R-squared (adjusted for d.f.) = 81,3437 percent

Standard Error of Est. = 1634,79

Mean absolute error = 437,928

Durbin-Watson statistic = 2,01945 (P=0,4836)

Lag 1 residual autocorrelation = -0,00976723

The StatAdvisor

The output shows the results of fitting a multiple linear regression model to describe the relationship between Apot and 16 independent variables. The equation of the fitted model is

$$\begin{aligned} \text{Apot} = & 1,43344\text{E}10 + 1,10852\text{E}7\text{*C} - 1,39186\text{E}10\text{*ce1} + 1,02212\text{E}8\text{*celmne1} + \\ & 1,32815\text{E}8\text{*celvcole1} - 71367,1\text{*Cu} - 2,26755\text{E}8\text{*LNC} + 7,89268\text{E}6\text{*LNMn} + \\ & 52528,7\text{*LNP} - 6192,99\text{*LNS} + 16047,0\text{*LNSi} - 6,34812\text{E}7\text{*LNTcol} + \\ & 4,90061\text{E}6\text{*LNVcol} - 5,71191\text{E}9\text{*mne1tcole1} - 6,71805\text{E}7\text{*mne1vcole1} - \\ & 2,14583\text{E}6\text{*pe1} - 99097,3\text{*Vcol} \end{aligned}$$

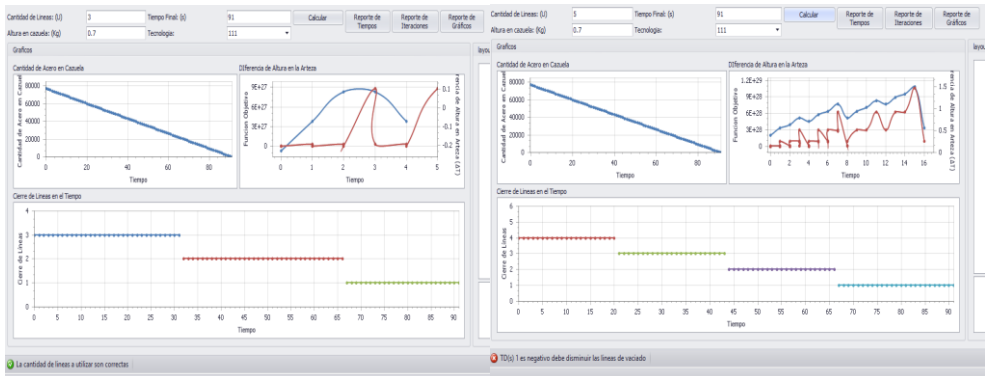
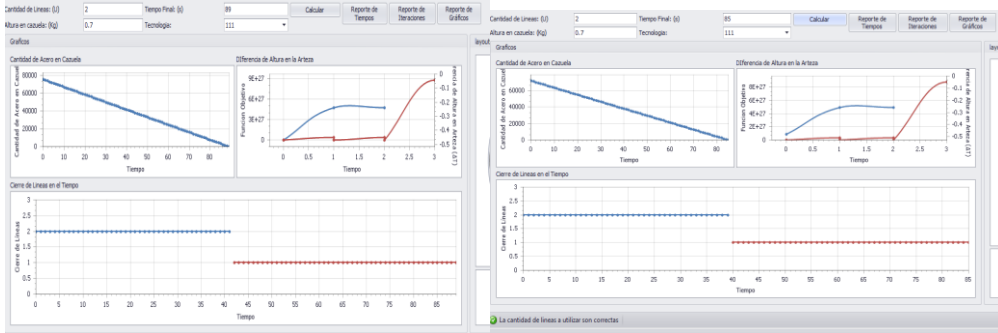
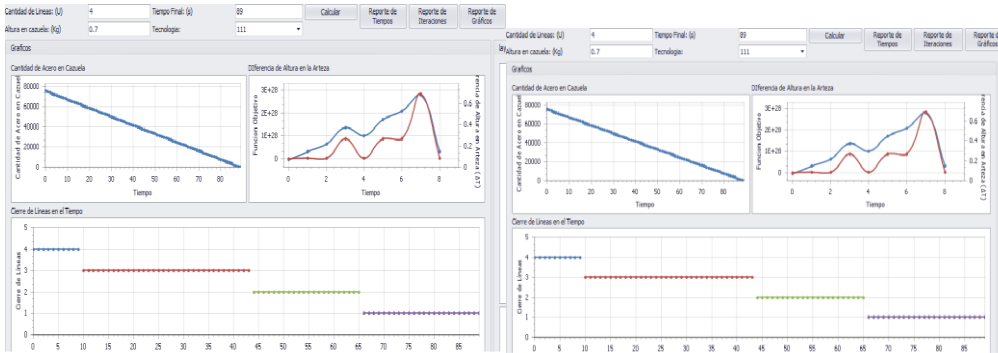
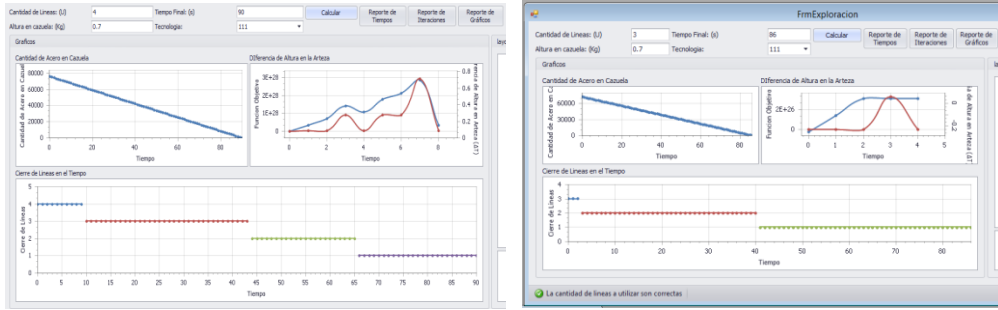
Since the P-value in the ANOVA table is less than 0.01, there is a statistically significant relationship between the variables at the 99% confidence level.

The R-Squared statistic indicates that the model as fitted explains 84,3896% of the variability in Apot. The adjusted R-squared statistic, which is more suitable for comparing models with different numbers of independent variables, is 81,3437%. The standard error of the estimate shows the standard deviation of the residuals to be 1634,79. This value can be used to construct prediction limits for new observations by selecting the Reports option from the text menu. The mean absolute error (MAE) of 437,928 is the average value of the residuals. The Durbin-Watson (DW) statistic tests the residuals to determine if there is any significant correlation based on the order in which they occur in your data file. Since the P-value is greater than 0.05, there is no indication of serial autocorrelation in the residuals.

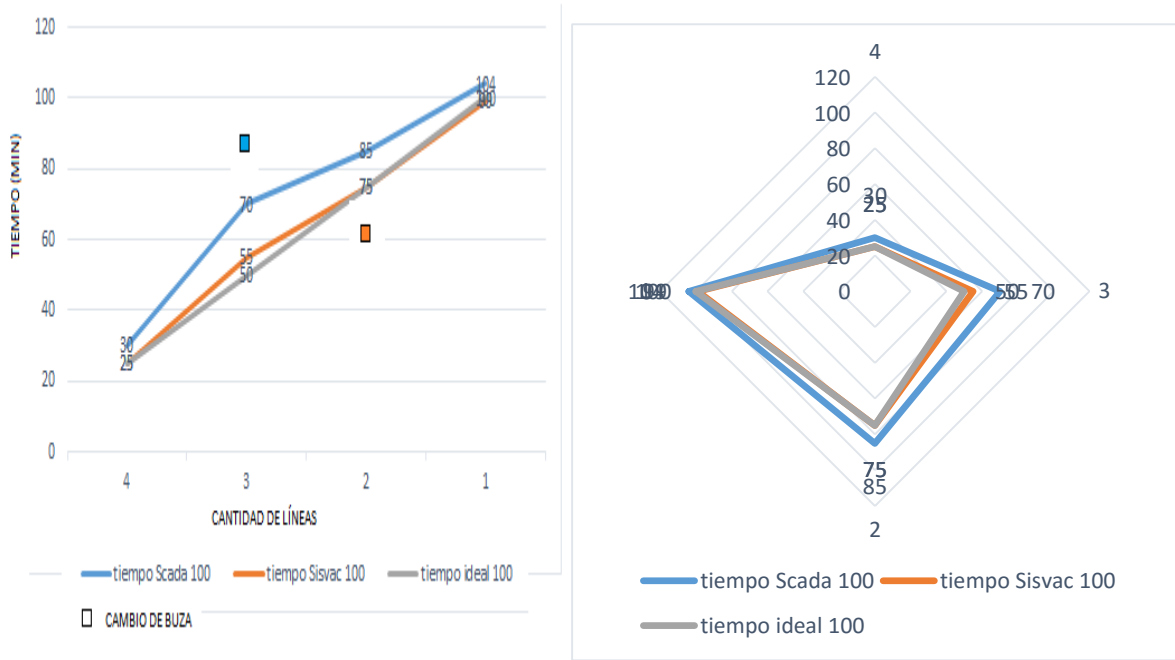
Anexo 8. Parte de la Data experimental del enfriamiento secundario

N de Colada	T.A1	T.A2	T	V.C1(m/min)	V.C 2	V.C 3	V.C 4	V.C 5	Q1(l/min)	Q2(l/min)	T(H2O)	Marca	Sección	Q2
11193	1557	1558	1	1,7	1,7	1,7	1,7		125	215	32,7	1020	130x130	340
11194	1552	1560	1		1,8	1,7	1,9		167	191	32,9	1025	130x130	358
11195	1529	1530	1	1,6	1,6	1,6			114	210	33,4	1020	130x130	324
11196	1564	1565	1	1,7	1,5	1,6			120	185	33,4	1020	130x130	305
11197	1546	1557	1	1,7	1,7	1,8			130	211	32,6	1020	130x130	341
11198	1555	1556	1	1,7	1,6	1,8			140	190	33	1020	130x130	330
11199	1581	1556	1	1,7	1,5	1,8			124	181	33,1	1020	130x130	305
11200	1503	1562	1	2	1,4	1,3			106	179	32,8	1025	130x130	285
11201	1544	1550	1	2	1,4	1,4			101	179	32,8	1020	130x130	280
11202	1561	1543	1	1,6	1,6	1,6			112	222	33,1	1020	130x130	334
11203	1537	1544	1		1,3	1,6	1,7		80	185	33,6	1025	130x130	265
11205	1523	1543	1	2,1	2				167	223	32,9	1020	130x130	390
11206	1545	1553	1	2	2	1,7			167	219	32,9	1020	130x130	386

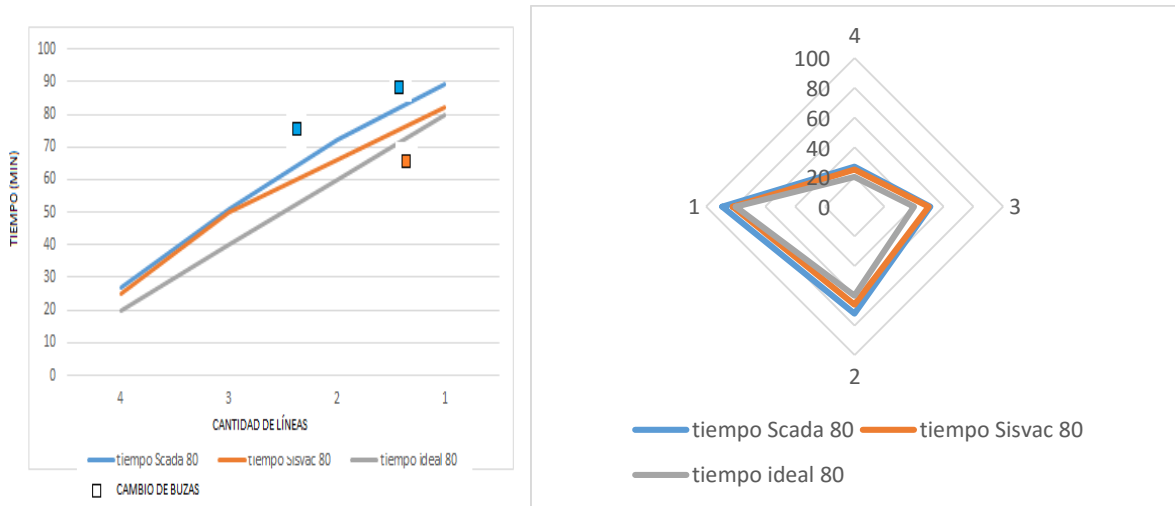
Anexo 9. Parte de las corridas experimentales



Anexo 10. Comparación del SISVAC Vs SCADA, A) 90 min B) 80 min.



A)



B)