

Fascículo **10**

Cursos y
seminarios de
matemática

Serie B

Javier Etcheverry

Ignacio Ojea

(Editores)

TAMI 2014

Taller de Matemática Industrial

Departamento de Matemática

Facultad de Ciencias Exactas y Naturales

Universidad de Buenos Aires

2015

Cursos y Seminarios de Matemática – Serie B

Fascículo 10

Comité Editorial:

Carlos Cabrelli (Director)
Departamento de Matemática, FCEyN, Universidad de Buenos Aires
E-mail: cabrelli@dm.uba.ar

Gabriela Jerónimo
Departamento de Matemática, FCEyN, Universidad de Buenos Aires
E-mail: jeronimo@dm.uba.ar

Claudia Lederman
Departamento de Matemática, FCEyN, Universidad de Buenos Aires
E-mail: clerderma@dm.uba.ar

Leandro Vendramin
Departamento de Matemática, FCEyN, Universidad de Buenos Aires.
E-mail: lvendramin@dm.uba.ar

ISSN 1851-149X (Versión Electrónica)

ISSN 1851-1481 (Versión Impresa)

Derechos reservados

© 2015 Departamento de Matemática, Facultad de Ciencias Exactas y Naturales,

Universidad de Buenos Aires.
Departamento de Matemática
Facultad de Ciencias Exactas y Naturales
Universidad de Buenos Aires
Ciudad Universitaria – Pabellón I
(1428) Ciudad de Buenos Aires
Argentina.

<http://www.dm.uba.ar>

e-mail. secre@dm.uba.ar

tel/fax: (+54-11)-4576-3335

Matemática Industrial

TERCER TALLER DE MATEMÁTICA INDUSTRIAL

III TAMI 2014

Buenos Aires, 4 - 9 de Agosto de 2014

Editores
Ignacio Ojea
Javier Etcheverry

Tercer Taller de Matemática Industrial

Instituciones Organizadoras

Departamento de Matemática, FCEN, Universidad de Buenos Aires, Argentina.
ASAMACI - Asociación Argentina de Matemática Aplicada, Computacional e Industrial.
AR-SIAM - Sección Argentina de SIAM - Society for Industrial and Applied Mathematics - EE.UU.

Comité Organizador:

Javier Etcheverry, Tenaris-Siderca REDE-AR y FCEN-UBA.
Rubén Spies, IMAL (CONICET - UNL), Santa Fe.
Domingo Tarzia, CONICET - UA, Rosario.
Adrián Will, UNT, Tucumán.

Comité Local:

Rocío Balderrama, FCEN-UBA. Buenos Aires.
Javier Etcheverry, Tenaris-Siderca REDE-AR y FCEN-UBA.
Martín Maas - FCEN-UBA. Buenos Aires.
Mariana Mesaros - FI-UBA. Buenos Aires.
Ignacio Ojea, FCEN-UBA. Buenos Aires.

Hicieron posible el III TAMI 2014:



DEPARTAMENTO DE MATEMÁTICA
Facultad de Ciencias Exactas y Naturales - UBA



Prólogo

El Taller de Matemática Industrial, TAMI, nació de la necesidad de articular el mundo académico y en particular las facultades de Ciencias Exactas, con los desafíos y las necesidades de la industria. Por ejemplo, interesa mostrar a los estudiantes y graduados cómo es el trabajo fuera del mundo académico, asegurarles contacto con posibles aplicaciones de sus conocimientos y una comprensión de las múltiples dimensiones en juego en su aplicación a la industria. También, conectar a los industriales con las capacidades de los graduados de las carreras de Exactas, físicos, matemáticos, etc., y vincularlos con estudiantes y graduados, y con un núcleo de docentes de la Facultad que puedan servirles de puente en caso necesario. El formato elegido para esto fue el de un Taller donde los industriales proponen problemas y colaboran por una semana codo a codo con estudiantes y graduados, auxiliados por los organizadores, en estudiar, entender, acotar y resolver dichos problemas. Las ventajas de esta idea, que tiene una larga historia en países del primer mundo, pero sigue siendo pionera en Latinoamérica, son que promueve el contacto directo entre industriales y estudiantes y graduados, el conocimiento recíproco, el trabajo en equipo necesario para atacar la complejidad de los problemas reales, el desarrollo de la confianza en las propias herramientas y la capacidad de diálogo para articularlas en un proyecto común, el descubrimiento por parte de los industriales del talento y capacidad de los estudiantes, etc.

El III TAMI 2014 se llevó a cabo del 4 al 9 de Agosto de 2014, en el Departamento de Matemática de la Facultad de Ciencias Exactas y Naturales de la Universidad de Buenos Aires. Se presentaron cinco problemas industriales, respaldados por la presencia a lo largo del taller de representantes de cada industria (YTEC, Siderar, Siemens, Geonodos, Aluar). Los problemas propuestos versaron sobre una temática variada, yendo desde el análisis de datos de perforación petrolera para detección temprana de surgencias (YTEC) y el análisis de datos de geófonos para la determinación de la localización, orientación, etc. de las fracturas producidas durante el proceso de fracking (GEONODOS), hasta la optimización del uso de máquinas para el proceso aguas arriba de la colada continua en una acería (Siemens), pasando por problemas térmicos de mejoras en el calentamiento de bobinas de alambro de aluminio (Aluar) y termomecánicos en la comprensión de variables de proceso y mejora en el uso de una soldadora automática de chapa (Siderar). En esta oportunidad, participaron 30 estudiantes y graduados, de las carreras de Matemática y Física de la FCEN-UBA la mayoría, pero también de FAMAF (Córdoba), CNEA Bariloche, etc.

La discusión en todos los grupos fue muy exitosa, con recomendaciones e ideas que tendrán sin dudas un impacto significativo en las industrias proponentes, generando un gran entusiasmo tanto en los participantes industriales como en los estudiantes y graduados de la Universidad, contribuyendo así a generar un vínculo tan necesario en nuestro país. Una clara visión del nivel de los resultados alcanzados se obtiene de la lectura de los reportes de avance contenidos en esta publicación, que no obstante el estilo algo desestructurado lógico de un reporte de actividad del trabajo de una semana, muestra el alcance de la comprensión del problema y de las recomendaciones en cada caso.

Quisiéramos agradecer a los organismos y empresas que apoyaron la realización de este Taller (Dto. Matemática, Dto. Física e Instituto de Cálculo, de la Facultad de Ciencias Exactas y Naturales de la Universidad de Buenos Aires, ASAMACI, YTEC, Tenaris) y expresar nuestras felicitaciones a todos los participantes por el éxito del Taller. Personalmente, deseo también reconocer la invaluable ayuda del comité organizador local (Ignacio Ojea, Rocío Balderrama, Mariana Mesaros y Martín Maas) que supo facilitar todos los aspectos prácticos del Taller.

Javier Etcheverry
Comité Organizador
III TAMI 2014

Prólogo de ASAMACI

La Asociación Argentina de Matemática Aplicada, Computacional e Industrial (ASAMACI) fue creada en la ciudad de Santa Fe el 31 de octubre de 2008 por 65 asociados fundadores y obtuvo su personería jurídica el 19 de mayo de 2009 como una asociación civil sin fines de lucro. Su antecedente previo, en Argentina, fue AR-SIAM, la Sección Argentina de la Society for Industrial and Applied Mathematics (SIAM, EE.UU.), creada en julio de 2006.

Entre los objetivos de ASAMACI se encuentran, entre otros, los siguientes:

Procurar una mayor sensibilización y conciencia en y de la comunidad científica, la Administración del Estado, el sector Industrial, las empresas, organizaciones y de la sociedad en general, respecto de la importancia de la Matemática Aplicada; Proveer un foro y un ámbito adecuados para la discusión y el desarrollo de la Matemática Aplicada en el país; Promover aplicaciones de la matemática en las Ciencias, la Ingeniería, las Empresas, la Industria y la Tecnología; Promover el acercamiento de todos los actores señalados, fomentando propuestas que conduzcan a la consolidación de las colaboraciones existentes y facilitando la iniciación de otras; Promover la investigación básica y la educación en Matemática cuyos resultados conduzcan a aplicaciones concretas, procurando su transferencia al medio; Promover la investigación interdisciplinaria con las diferentes disciplinas de las Ciencias y la Ingeniería en áreas y sectores que involucren a la Matemática, priorizando su interés. A tal fin ASAMACI estimula y realiza estudios e investigaciones de carácter científico, técnico y económico en todo lo relativo a la especialidad, con el propósito de incrementar el nivel y conocimiento de la labor que cumplen sus asociados; Participar y organizar congresos, ciclos, reuniones, conferencias, seminarios y otros eventos similares, sean nacionales o internacionales, que se celebren con relación a los temas afines con la Matemática Aplicada, Computacional e Industrial.

Estamos plenamente convencidos de que en una industria crecientemente tecnificada la Matemática constituye una herramienta cada vez más importante, que tiene un impacto decisivo en el control y mejoramiento de los procesos productivos, en el control de calidad, en la creación de nuevas alternativas de procesamiento, en la disminución de los costos, en la racionalización de los sistemas de distribución, etc. Por todo ello, y en cumplimiento de los objetivos previamente enunciados, es que ASAMACI decidió apoyar incondicionalmente la iniciativa del Dr. Javier Etcheverry, surgida en el año 2008, de la organización de los Talleres de Matemática Industrial (TAMI) que se desarrollaron en las instalaciones de la Facultad de Ciencias Exactas y Naturales de la Universidad de Buenos Aires durante la semana del 1 al 6 de marzo de 2010 (I TAMI 2010), durante la semana del 30 de julio al 4 de agosto de 2012 (II TAMI 2012) y posteriormente, el presente Tercer Taller de Matemática Industrial (III TAMI 2014) que se desarrolló durante la semana del 4 al 9 de agosto de 2014. Dichas actividades son de gran importancia para el desarrollo industrial del país.

ASAMACI agradece profundamente a las empresas e instituciones que participaron de este Tercer TAMI 2014 a través de la presentación de los problemas industriales a resolver (ALUAR, GEO NODOS, SIDERAR, SIEMENS e Y-TEC), al Departamento de Matemática de la Facultad de Ciencias Exactas y Naturales de la Universidad de Buenos Aires por el apoyo brindado y de modo muy especial a Javier Etcheverry e Ignacio Ojea, y a todos sus colegas por la excelente organización local de este Tercer Taller de Matemática Industrial en la Ciudad Autónoma de Buenos Aires.

Domingo A. Tarzia
Presidente de ASAMACI,
Rubén D. Spies
Vicepresidente 1° de ASAMACI.

Índice

Estudio del tratamiento térmico de bobinas de alambón de aleación de aluminio		
(ALUAR)		1
1	El Problema	1
2	Introducción	1
	2.1 Objetivos	1
	2.2 Descripción del proceso productivo	2
	2.3 Metodología de trabajo	3
3	Modelo Teórico	4
	3.1 Balance global de energía	4
	3.2 Descripción del mecanismo de transferencia de calor	5
	3.3 Formulación de un modelo analítico	5
4	Análisis de termometrías	8
	4.1 Temperatura de horno	8
	4.2 Termometrías en bobinas	8
	4.3 Obtención de las constantes de tiempo	10
5	Modelo Numérico	12
	5.1 Primera aproximación	13
	5.2 Segunda Aproximación	14
	5.3 Tercera Aproximación	15
6	Conclusiones	19
7	Sugerencias	19
Monitoreo sísmico pasivo de superficie en operaciones de inyección hidráulica		
(GEO NODOS)		21
1	El problema	21
	1.1 El problema propuesto	21
	1.2 El trabajo en el TAMI	22
2	El enfoque paramétrico no-lineal	23
	2.1 Trazado de Rayos	23
	2.2 Calibración de un modelo de velocidades	23
	2.3 Localización del microsismo	24
3	El enfoque no paramétrico	24
	3.1 Estimación de la posición del foco de un microsismo	25
	3.2 Actualización del campo de velocidades	25
4	Conclusiones	27

Obtención de un modelo matemático que permita comprender y predecir el comportamiento de las variables de soldadura (SIDERAR)		29
1	El Problema	29
2	Trabajo durante el TAMI	32
2.1	Balance energético	32
3	Resolución de la ecuación del calor	35
4	Conclusiones	38
5	Próximos trabajos	40
Planificación y programación de tareas en una acería (SIEMENS)		41
1	El Problema	41
2	Descripción de la solución propuesta	42
2.1	Consideraciones previas	42
2.2	Detalles de la solución	44
2.3	Funciones objetivo	46
3	Resultados	47
3.1	Postproceso	49
3.2	Estrategia de Ventana	50
3.3	Tiempo de ejecución	50
3.4	Distintos funcionales	51
4	Trabajo Futuro	51
4.1	Tareas de mantenimiento	51
4.2	Corrección del overlap	52
4.3	Mejoras en el rendimiento	53
5	Conclusiones	53
Detección de surgencias durante la perforación de pozos de petróleo (Y-TEC)		55
1	El Problema	55
2	Trabajo durante el TAMI	56
2.1	Surgencias durante la perforación	56
2.2	Surgencias con la bomba apagada	58
3	Resultados, recomendaciones y trabajo futuro	59

Estudio del tratamiento térmico de bobinas de alambre de aleación de aluminio

ALUAR

Responsable: Matías Nicolás Amado y María Victoria Canullo, ALUAR

Participantes: Eugenio Caprioglio[†], Emanuel Giménez[‡], Nicolás Giménez[‡], Mateo Monasterio[†] y Jesús Rosado[†]

[†]FCEyN - UBA

[‡]Centro Atómico Bariloche - CNEA

1 El Problema

Las aleaciones de aluminio 6101 y 6201 son empleadas como material conductor en líneas de transmisión y distribución de energía eléctrica. Para que la aleación adquiriera las propiedades necesarias, hace falta someter el material a un tratamiento térmico en lo que se denomina horno de solubilizado continuo. El objetivo de este proceso es aumentar la temperatura del material para que los aleantes difundan dentro de la matriz de aluminio. Posteriormente, se enfría el material para “retener” la microestructura alcanzada. Las propiedades finales del producto guardan una fuerte dependencia con el tratamiento térmico realizado.

La planta de ALUAR produce esta aleación en forma de bobinas de alambre de 9.5 mm de espesor y 1000 Kg de peso total. El horno solubilizador tiene una capacidad para 12 de estas bobinas, las cuales se cambian de a pares con un período de una hora cuarenta minutos. El tiempo total de estadía de una bobina en el horno es de aproximadamente once horas.

En este contexto, resulta de interés estudiar la posibilidad de ampliar la producción introduciendo bobinas de alambre de 1400 Kg y 1700 Kg. Para esto, se requiere desarrollar un modelo físico-matemático, que permita estudiar y predecir la distribución de temperatura dentro del alambre y analizar si puede obtenerse un producto de calidad aceptable bajo las condiciones de proceso actuales. En consecuencia, es necesario partir de un modelo de transferencia de calor en una bobina convencional de 1000 Kg para posteriormente extrapolar a bobinas de mayor masa. Por último, se espera emplear este modelo para predecir el comportamiento de una bobina de 2000 Kg. A raíz de este trabajo se proponen recomendaciones que apuntan a mejorar el proceso y asegurar un tratamiento térmico que garantice la buena calidad de la aleación.

Dentro de las herramientas disponibles para este trabajo, se cuenta con termometrías realizadas en bobinas de distinto peso. Las mismas serán empleadas para ajustar el modelo físico-matemático, y que el mismo sea lo más exacto posible, permitiendo realizar predicciones físicas realistas.

2 Introducción

En esta sección se describen los objetivos del trabajo, así como el proceso industrial en cuestión.

2.1 Objetivos

Los objetivos propuestos para este trabajo son:

1. Caracterizar el tratamiento de solubilizado actual con bobinas de 1000 Kg a través de la modelización del calentamiento de las mismas.
2. Predecir cómo sería el calentamiento de bobinas de mayor peso (1400 a 1700 Kg) bajo las mismas condiciones industriales y realizar recomendaciones para optimizar la productividad conservando la calidad del producto.
3. Modelar el calentamiento de bobinas de 2000 Kg y proponer cambios o ajustes, para procesarlas.

2.2 Descripción del proceso productivo

La producción de bobinas de alambón requiere de una etapa de calentamiento, que es posterior a su bobinado. El aumento de su temperatura activa la difusión de los aleantes en la matriz de aluminio. Posteriormente, es necesario reducir abruptamente su temperatura para “retener” la microestructura y así obtener las propiedades eléctricas y mecánicas requeridas. De esta forma, el tratamiento térmico influye significativamente en la calidad del producto final y da cuenta de su importancia.

El horno de solubilización consiste de una cámara de tipo convectiva con capacidad para 12 bobinas de alambón, dispuestas en dos filas con seis bobinas cada una. Dentro del horno se distinguen tres zonas caracterizadas por su temperatura ambiente, pero sin separación física entre sí, como se indica esquemáticamente en la Figura 1. El transporte de las bobinas se realiza con seis carros que avanzan a la posición siguiente cada una hora, cuarenta minutos. Durante la etapa de avance se extrae un par de bobinas y se introducen otras nuevas. Por lo tanto, se requiere abrir la cámara del horno y se produce un descenso abrupto de la temperatura ambiente. El ciclo térmico total dura aproximadamente once horas, pero varía según las condiciones operacionales.

Durante su estadía en el horno, el calentamiento se realiza por convección forzada de aire caliente, el cual recibe la potencia generada por tubos radiantes con una potencia total de 2,07 MW, que transfieren el calor de combustión de gas a la atmósfera del horno. En consecuencia, el aire asciende hasta la bóveda del horno, donde unos sopladores impulsan el aire hacia abajo para que entren en contacto con las bobinas. La potencia de estos quemadores se controla mediante la colocación de una termocupla en la parte superior. El circuito se cierra cuando el aire retorna a los tubos radiantes laterales. Es necesario aclarar que los gases de combustión no entran en contacto con la atmósfera del horno.

Las bobinas consisten de espiras de 9,5 mm de espesor que se arrollan sobre un eje central. El arrollado obtenido no es completamente compacto para asegurar que el cliente pueda de-bobinar el alambón sin mayores complicaciones. Por lo tanto, existe una masa de aire remanente en la bobina permitiendo suponer que la misma se compone de una “mezcla” de alambón y aire, caracterizada por un factor de porosidad.

La porosidad de la bobina (como se indicará más adelante) perjudica la difusividad térmica del alambón, impidiendo que el mismo difunda rápidamente como ocurriría con una bobina sólida, es decir sin porosidad. Este efecto es determinante pues domina la transferencia de calor en el proceso industrial. Se muestra un esquema de las bobinas sobre su cinta transportadora en la Figura 2.

El control del proceso se realiza a través de termocuplas dispuestas en la bóveda, las cuales monitorean la temperatura del ambiente, permitiendo sostener las temperaturas requeridas en cada zona. Se disponen además termocuplas en el piso del horno para monitorear el gradiente de temperatura del aire, pero no se emplean como variable de control de proceso. A su vez, no se realizan mediciones de caudal de aire dado que no es una variable de proceso.

Para que el solubilizado sea exitoso, es necesario que la temperatura de la bobina supere los 520°C durante (por lo menos) cuarenta minutos. A su vez, existe una cota superior de 560°C para evitar la fusión de las regiones del alambrión donde la composición corresponde a la del punto eutéctico¹. Si ocurre esta fusión, el deterioro del material obligaría a retirar la bobina de la cadena de producción.

Una bobina permanece un promedio de 3 horas y veinte minutos en cada zona. La primera etapa posee una temperatura de 585°C , la segunda de 570°C y la última de 565°C (ver Figura 1).

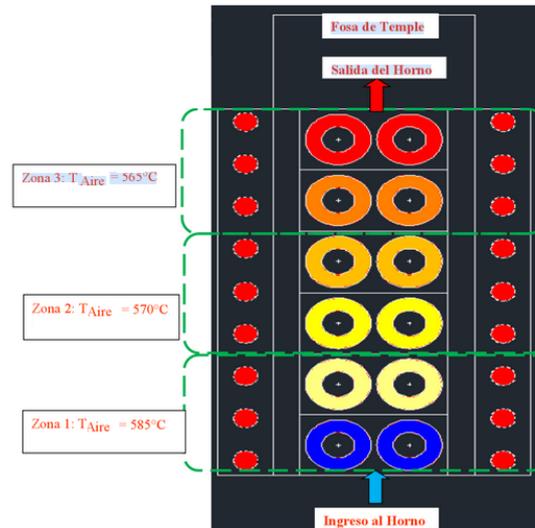


Figura 1: Esquema del interior del horno de solubilizado de ALUAR. Se indica la disposición de las bobinas, los quemadores y la temperatura de cada zona. El tiempo total de estadía en cada zona es de 3 horas y 20 minutos. El recambio de bobinas es cada 1 hora y 40 minutos.

2.3 Metodología de trabajo

Los modelos postulados para abordar este trabajo consideran las bobinas como un sólido continuo de propiedades termo-físicas “efectivas”. Debido a la presencia de poros de aire no resulta prudente considerar que se trata de alambrión puro.

Primero se presenta un balance térmico de planta para estudiar si la potencia de los quemadores permite transferir suficiente energía a las bobinas como para alcanzar la temperatura deseada. En segunda instancia, se presenta un modelo físico-matemático basado en la resolución por separación de variables de la ecuación de calor en el interior de la bobina. La ecuación se resuelve por un método analítico y otro numérico basado en un esquema de diferencias finitas. Se reconoce en primera instancia que la limitante para que el calor provisto por los quemadores sea transferido a la aleación, es la difusión de calor en la bobina.

Para que el modelo resulte lo más adecuado posible, los parámetros termo-físicos son ajustados a partir de los datos provistos según las mediciones de las termometrías hechas por ALUAR para bobinas de distinto peso.

¹Una mezcla es eutéctica cuando su composición corresponde a la del punto eutéctico. Esta mezcla sólida funde como si fuera una sustancia pura y a una temperatura menor que otra mezcla de diferente composición.

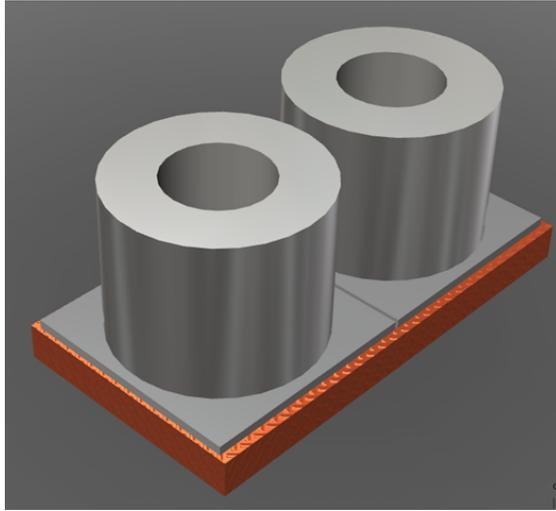


Figura 2: Esquema de un par de bobinas montadas sobre su tarima de transporte en la línea de producción.

3 Modelo Teórico

3.1 Balance global de energía

A fin de estimar la capacidad del sistema (horno) para la cocción de bobinas de 2000 kg en tandas de dos se tuvieron en cuenta los siguientes aspectos:

- incremento de temperatura desde 20°C hasta los 560°C
- tiempo total de “cocido” para dos bobinas igual a 11 hs y 40 min ($4,2 \times 10^4$ s)
- potencia suministrada a través de los quemadores igual a 4,14 MW total (18 quemadores, 230 kW por cada quemador)
- calefacción de 2 (dos) bobinas de 2000 kg cada una

El balance termodinámico para la bobina, entre las condiciones inicial y final, suponiendo un calor específico constante e igual a $895 \text{ J/Kg/}^{\circ}\text{C}$ es:

$$MC_p \times (T_f - T_i) = Q_b; \quad \text{donde } Q_b = 24.000 \text{ Kg} \times 895 \text{ J/kg/}^{\circ}\text{C} \times 540^{\circ}\text{C} = 1,15 \times 10^{10} \text{ J}$$

Calor entregado por el horno, suponiendo una eficiencia promedio del 50%:

$$Q_{\text{horno}} = 4,14 \times 10^6 \text{ W} \times 4,2 \times 10^4 \text{ s} = 1,74 \times 10^{11} \text{ J}$$

Por lo tanto, la energía entregada por el horno es casi 100 veces superior a la requerida. Considerando un tiempo menor (sólo el de una etapa):

$$Q_{\text{horno}} = 4,14 \times 10^6 \text{ W} \times 6,0 \times 10^3 \text{ s} = 2,5 \times 10^{10} \text{ J}$$

Aún en este caso, la energía disponible sigue siendo más de 10 veces superior a la necesaria. Por lo tanto, resulta factible pensar en el tratamiento térmico de las bobinas de 2000 kg en los mismos lapsos de tiempo que las demás.

3.2 Descripción del mecanismo de transferencia de calor

En el interior del horno, la corriente de aire caliente es forzada a circular a través del horno como indica la Figura 3. Asumimos que el flujo de aire caliente no se traslada por entre las capas de la bobina sino que ocurre por fuera de ella.

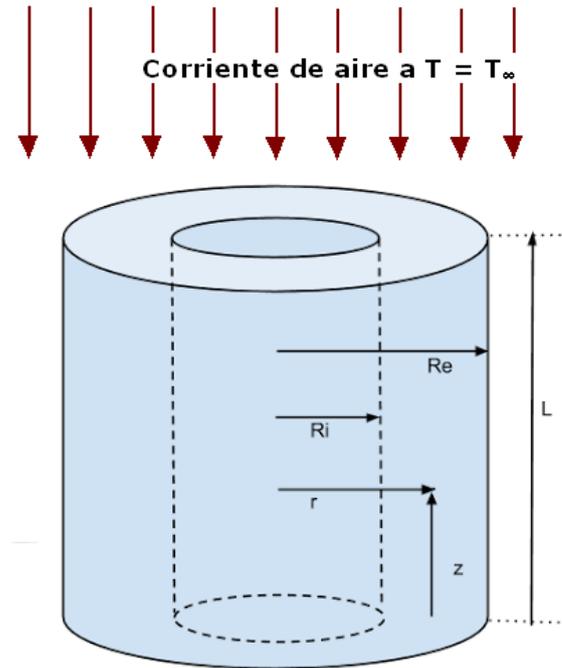


Figura 3: Transferencia de calor.

3.3 Formulación de un modelo analítico

La transferencia de energía térmica entre el aire caliente y las bobinas ocurre, entonces, por un mecanismo de convección forzada. Este mecanismo está gobernado por una ley empírica, donde la densidad de potencia calorífica, Q , que atraviesa la interfase puede determinarse por

$$h \times (T_i - T_\infty) = Q$$

siendo T_i la temperatura de la superficie de la bobina y T_∞ la temperatura del aire circulante. El coeficiente pelicular, h , puede determinarse de forma empírica, o mediante correlaciones y/o tablas. De este modo, la bobina gana energía térmica aumentando su temperatura.

Para determinar la temperatura $T(r, z, t) = T$ en cualquier punto de la bobina y cualquier instante t , debe resolverse la ecuación del calor en coordenadas cilíndricas. Si consideramos que la temperatura es independiente de la coordenada angular, esta ecuación se escribe

$$\frac{1}{\alpha} \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2}$$

Donde α es la difusividad térmica de la bobina y

$$\begin{aligned} R_i &\leq r \leq R_e \\ 0 &\leq z \leq L \\ 0 &\leq t \end{aligned}$$

De bibliografía, es posible plantear un modelo de cálculo para el campo de temperaturas dentro del volumen del alambroón. Para ello, una serie de hipótesis de trabajo fueron supuestas:

- Propiedades termo-físicas constantes en el rango de temperaturas
- Conductividad térmica “efectiva” constante con la temperatura e isotrópica (independiente del bobinado). De ahora en más se le denomina simplemente como “k”.
- El aire atrapado dentro del alambroón no absorbe energía térmica dada su baja capacidad calorífica y densidad.

Como se explicó anteriormente, las condiciones de borde se establecieron en base a suponer un coeficiente de convección uniforme h para la superficie externa del alambroón. Usando como longitud característica de referencia el radio interno (R_i) se tiene:

$$B_i = \frac{hR_i}{k}.$$

Adicionalmente, se usa el número de Fourier como variable adimensional del tiempo:

$$F_0 = \frac{t\alpha}{R_i^2}.$$

Donde α es definida como $\alpha = \frac{k}{\rho C_p}$. Por lo tanto, está afectada por la misma conductividad efectiva.

Luego, la coordenada radial se adimensionaliza de manera análoga: $r^\circ = \frac{r}{R_i}$. Para la temperatura se usaron los valores de temperatura inicial T_0 y ambiente T_∞ .

$$T^\circ = \frac{T - T_0}{T_\infty - T_0}$$

Las condiciones de borde y condición inicial se pueden representar de la siguiente forma:

$$\begin{aligned} T^\circ(r^\circ, 0) &= 0 \\ -\frac{\partial T^\circ(r_i^\circ, F_0)}{\partial r^\circ} &= B_i \times T^\circ(r_i^\circ, F_0) \\ \frac{\partial T^\circ(r_e^\circ, F_0)}{\partial r^\circ} &= B_i T^\circ(r_e^\circ, F_0) \end{aligned}$$

Debe tenerse en cuenta que lo que funciona como fuerza impulsora de la transferencia de energía es la diferencia de temperatura entre el interior de la bobina y el aire caliente. Esta temperatura en función de la posición puede ilustrarse mediante el siguiente perfil:

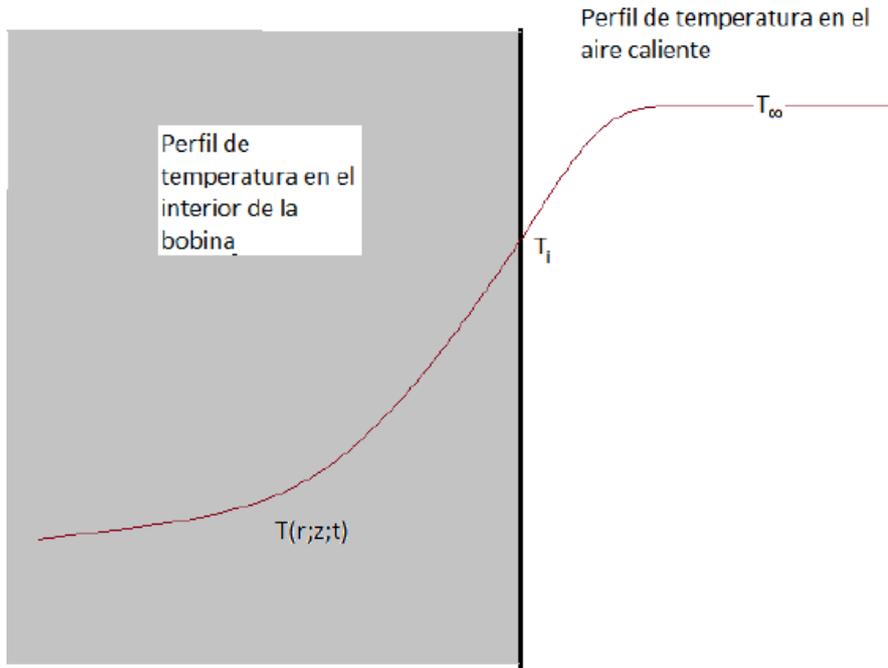


Figura 4: Perfil de temperatura.

La solución para este tipo de ecuaciones puede ser encontrada a partir de la bibliografía. Vemos ahí que las ecuaciones de tipo Bessel se ven involucradas en la resolución por eso es de esperar que aparezcan funciones de Bessel de primera y segunda especie. Abajo se presenta la solución explícita:

$$T^\circ(r^\circ, F_0) = \sum_{n=1}^{\infty} [C_n J_0(\lambda_n r^\circ) + D_n Y_0(\lambda_n r^\circ)] e^{-\lambda_n^2 F_0}$$

Aquí J_0 y Y_0 representan las funciones de Bessel de primera y segunda especie respectivamente. Aplicando las condiciones de borde mencionadas, es posible hallar una expresión para calcular los autovalores λ_n :

$$W(r_e^\circ, r_i^\circ, B_i, \lambda_n) = -\lambda_n^2 \times A_3(\lambda_n, r_e^\circ, r_i^\circ) + \lambda_n \times A_2(\lambda_n, r_e^\circ, r_i^\circ) B_i + A_1(\lambda_n, r_e^\circ, r_i^\circ) B_i^2 \geq 0$$

Donde los coeficientes A_3 , A_2 y A_1 involucran funciones de Bessel tipo J_0 e Y_0 . Consultar en la bibliografía las funciones de Bessel de primer y segundo tipo para las expresiones de dichos términos.

La función $W(r_e^\circ, r_i^\circ, B_i, \lambda_n)$ presenta como datos de entrada el número de Biot, los radios adimensionalizados y el autovalor λ_n . Como se indicó anteriormente, el Biot depende de la conductividad térmica efectiva k y del coeficiente de convección h ; ambos valores indeterminados a priori.

En consecuencia, se necesita información derivada de las mediciones de campo para calcular las constantes de tiempo necesarias. Todo este análisis se verá reflejado en la sección de análisis de termometría.

4 Análisis de termometrías

En esta sección se presentan los resultados obtenidos del análisis de las termometrías disponibles para bobinas de alambón de distinto peso. El objetivo es estudiar el comportamiento físico de las mismas y obtener la mayor información posible para ajustar el modelo numérico y así poder realizar predicciones más confiables sobre el futuro comportamiento temporal de la temperatura de una bobina de 2000 Kg. La información se complementa con las lecturas de temperatura ambiente de cada zona del horno, las cuales conforman el principal parámetro de control del proceso.

En la próximo apartado se resume el análisis sobre las temperatura de cada zona del horno. Posteriormente se analizan las termometrías realizadas para cada bobina y se extraen las constantes de tiempo característico de calentamiento. Este último parámetro fue usado en el modelo de análisis numérico y el modelo analítico.

4.1 Temperatura de horno

Cada zona del horno cuenta con una termocupla dispuesta en el techo. El objetivo de las mismas es asegurar que el ambiente se encuentre a la temperatura de proceso indicada para asegurar el adecuado calentamiento de las bobinas. Por lo tanto, son una variable de control significativa. A su vez, se cuenta con lecturas de temperatura correspondientes al piso del horno, cuya función es verificar la homogeneidad de temperatura.

En la Figura 5 se muestran los valores de temperatura registrados en un ciclo de operación del horno de 11 horas 20 minutos. Como se puede observar hay un descenso abrupto de 20°C en la temperatura ambiente, producto de la apertura del horno para el recambio de las bobinas. Por lo tanto, suponer un ambiente a temperatura constante no parece una hipótesis aceptable en primera instancia.

Sin embargo, se encontró que el tiempo de recuperación de temperatura hasta su valor de set-point, es despreciable comparado con el tiempo total del proceso. En la Tabla 1 se muestran los tiempos de recuperación medidos para cada zona del horno, junto a las temperaturas promedio. En consecuencia, suponer temperatura constante a lo largo de 11 once horas es razonable.

Zona del horno	Temperatura media ($^{\circ}\text{C}$)	Tiempo de recuperación (min)
Zona 1	585	45
Zona 2	570	40
Zona 3	565	20

Tabla 1: Temperatura promedio de cada zona y tiempo de recuperación luego de la apertura de compuerta.

4.2 Termometrías en bobinas

Dentro de la información provista por ALUAR contamos con termometrías realizadas en bobinas de alambón de 1000 Kg, 1300 Kg, 1400 Kg y 1700 Kg. Las mismas obedecen a mediciones de

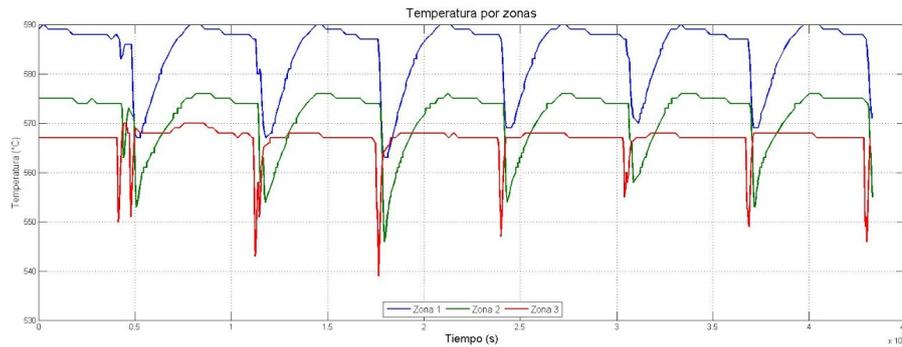


Figura 5: Temperatura registrada en el techo de cada zona del horno. Se observa una depresión periódica de unos 20°C producto de la apertura de compuerta para el recambio de bobinas. Se observa que la recuperación de temperatura es menor a una hora y es más rápida en las zonas más alejadas de la compuerta.

temperaturas realizadas con termocuplas dispuestas en tres posiciones de la bobina según se indica esquemáticamente en la Figura 6. Las mismas permiten estudiar la evolución temporal de la temperatura en distintas zonas y así obtener parámetros que caracterizan la transferencia de calor en el material.

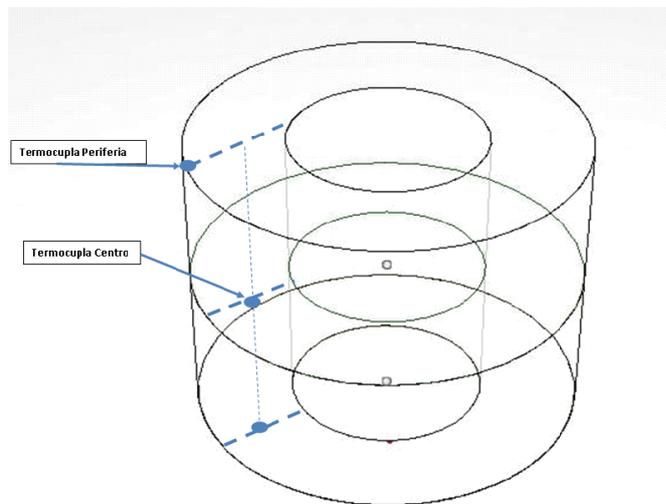


Figura 6: Disposición esquemática de las termocuplas dentro de una bobina de alambroón genérica. Se identifica una posición periférica colocada en el borde externo en la parte superior, una posición central colocada a mitad de altura en el radio medio, y una posición inferior en la base de la bobina en el radio medio.

En la Figura 7 se muestra la evolución temporal de la temperatura registrada en las tres zonas de medición para una bobina de 1300 Kg. Se observa que la región periférica tiene un aumento de temperatura más rápido que las zonas internas dado que está más expuesta a la corriente de

aire caliente. Así mismo, esta zona es más sensible a la reducción de temperatura producto de la apertura del horno. Por su parte, la zona inferior es la que más tiempo requiere para aumentar su temperatura. El comportamiento descrito puede extenderse a todas las bobinas.

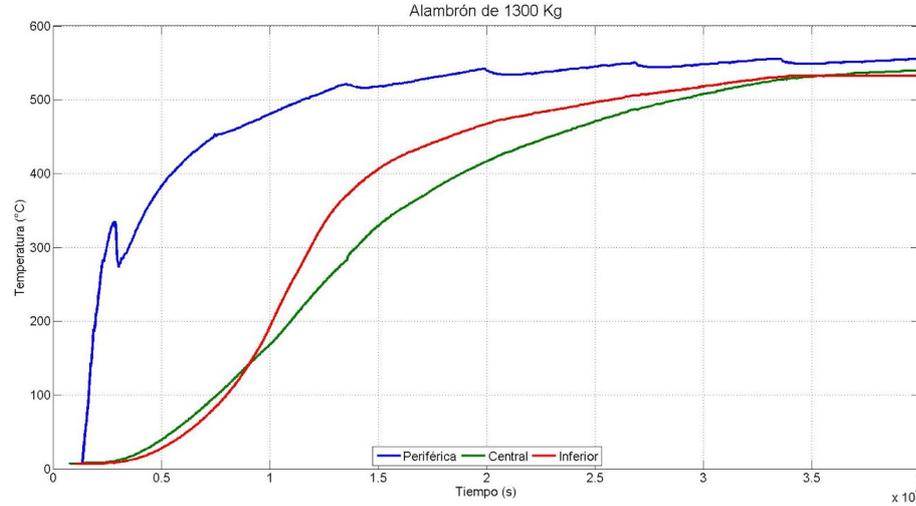


Figura 7: Comportamiento temporal de la temperatura en las tres posiciones de medición para una bobina de 1300 Kg. Se observa que la temperatura de la región periférica aumenta a mayor velocidad y es más sensible a la apertura de las compuertas del horno. Las termocuplas colocadas en los radios medios son menos sensibles a esto y presentan aumentos más lentos.

Comparando el comportamiento temporal para dos bobinas de dos masas diferentes se obtiene el resultado expuesto en la Figura 8. Se puede observar que el incremento de masa implica una desaceleración en el incremento de temperatura cuando comparamos las mediciones del centro de la bobina. Esto se explica al considerar un incremento de la inercia térmica lo cual retarda la propagación del calor dentro de la bobina.

Dado que a priori no se conocen los parámetros de difusión del calor en la bobina, se emplean las termometrías para obtener esta información. Principalmente, la constante de tiempo que permitirá obtener un valor representativo de la difusividad térmica.

4.3 Obtención de las constantes de tiempo

Como se indicó en el modelo analítico, la evolución temporal de la temperatura para una posición fija en la bobina es una serie de términos exponenciales. Dado que la sucesión de autovalores es creciente y las exponenciales son de carácter negativo, a períodos prolongados de tiempo el primer término domina la evolución temporal.

De esta forma, aproximando la serie por su primer término se obtiene la siguiente ecuación:

$$1 - e^{-\frac{t}{\tau}} = \frac{T - T_0}{T_{\infty} - T_0},$$

siendo τ la constante de tiempo característica. Por lo tanto, ajustando este valor sobre el período

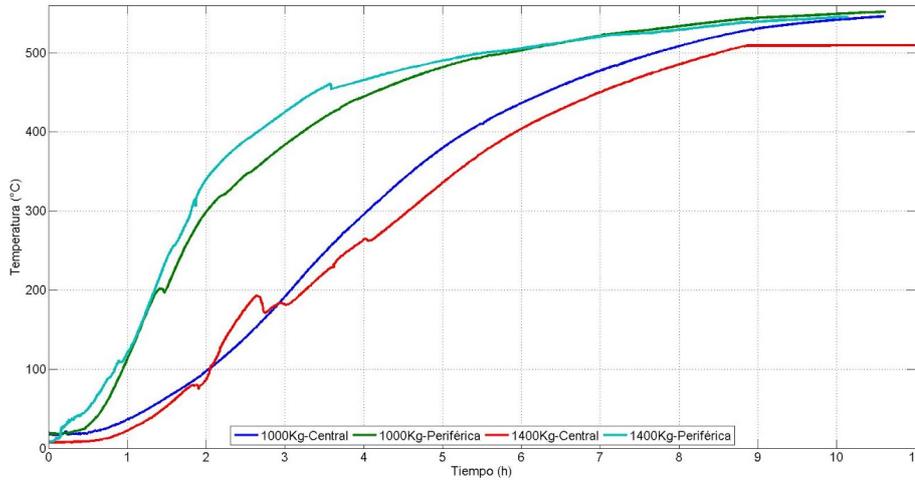


Figura 8: Comparación de la evolución temporal de la temperatura para bobinas de 1000 Kg y 1400 Kg. A mayor masa el período de calentamiento se prolonga.

final de cada termometría, se obtienen las constantes de tiempo y aplicando la relación:

$$\tau = \frac{\ell^2}{\alpha\lambda_1},$$

se puede determinar la difusividad térmica efectiva de la bobina.

En la Figura 9 se muestra uno de los ajustes realizados para una bobina de 1500 Kg. Realizando los ajustes, se correlacionó la constante de tiempo con la masa de la bobina. Los resultados obtenidos se indican en la Tabla 2 los cuales están graficados en la Figura 10. Como es esperable, la bobina de 1000 Kg tiene una constante de tiempo menor por su menor inercia térmica mientras que las bobinas de mayor peso registran una constante de tiempo mayor. Sin embargo, el comportamiento encontrado no fue monótonamente creciente, dado que las bobinas de 1300 Kg, 1400 Kg y 1500 Kg, registraron valores compatibles dentro de la incerteza de ajuste encontrada. Cabe destacar que la incerteza corresponde a 3.

En el análisis no se incorporaron resultados para la bobina de 1700 Kg, dado que la termometría contenía lecturas inapropiadas de temperatura, por lo cual la cantidad de datos útiles era insuficiente para hacer un ajuste.

Otro aspecto que resulta interesante para el análisis es determinar el tiempo que demora una bobina en alcanzar una temperatura de 525°C en la posición central y 530°C en la posición periférica. El proceso requiere que la temperatura se mantenga arriba de estos valores durante un tiempo aproximado de 40 minutos o más. En la Tabla 3 se muestran los tiempos obtenidos para una bobina de 1000 Kg y otra de 1400 Kg. Se establece como requerimiento que las bobinas de 2000 Kg alcancen estas temperaturas dentro de los tiempos normales de proceso y se mantengan arriba de los mismos durante al menos una hora.

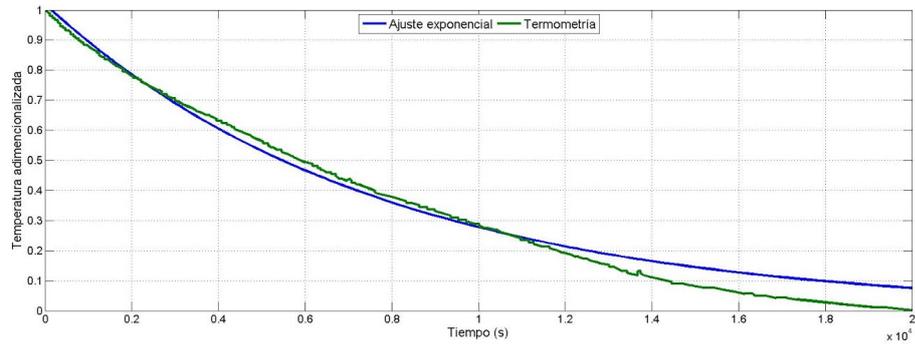


Figura 9: Ajuste de una función exponencial para la temperatura adimensionalizada en la posición central de una bobina de 1500 Kg. Se observa un adecuado ajuste.

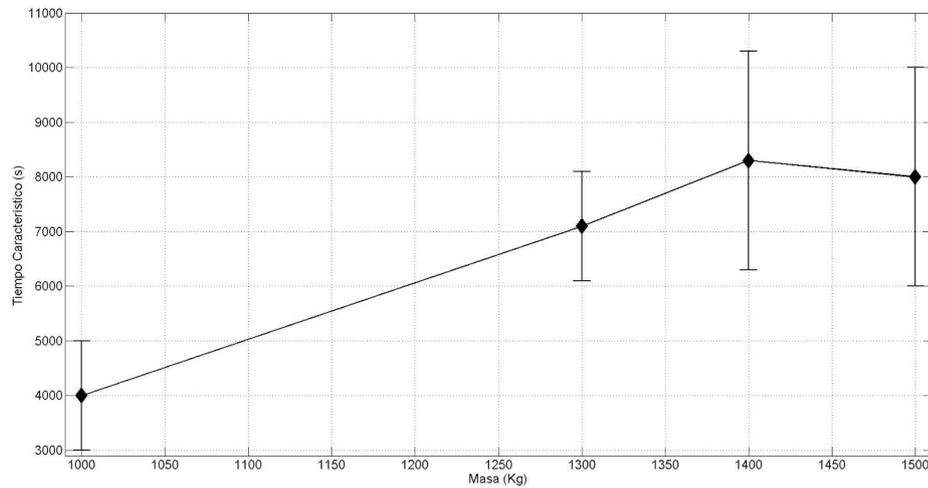


Figura 10: Tiempo característico de calentamiento en función de la masa de la bobina. Se observa que la relación guarda una tendencia creciente.

Masa de la bobina (Kg)	1000	1300	1400	1500
Constante de tiempo (s)	4000 ± 600	7100 ± 1500	8300 ± 5000	7500 ± 3000

Tabla 2: Constante de tiempo característico ajustada para cada bobina considerada.

5 Modelo Numérico

Como se ha mencionado a lo largo de este informe, uno de los mayores retos para responder a la pregunta planteada ha consistido en la determinación de los valores efectivos de las diversas constantes que aparecen en la ecuación del calor, concretamente la constante de convección del

Masa de la bobina (Kg)	Tiempo en el centro (min)	Tiempo en periferia
1000	114	174
1400	48	122

Tabla 3: Tiempo durante el cual la temperatura de centro y periferia se mantienen arriba de los 525°C y 530°C, respectivamente, para una bobina de 1000 Kg y otra de 1400 Kg

calor y la constante de difusión del calor en la bobina. Para resolver este problema, planteamos un esquema numérico de diferencias finitas que tome estos valores como parámetros para poder ajustarlos, comparando la solución proporcionada por nuestra simulación con los valores empíricos obtenidos a partir del análisis de las termometrías.

Este esquema fue desarrollado en tres etapas, disminuyendo el número de simplificaciones en cada una. En todas ellas trabajamos con temperatura ambiente dentro del horno constante y uniforme en los tres sectores de 560°C. Además, asumimos simetría cilíndrica, lo que nos permite reducir el problema a dos dimensiones y estudiar la evolución de la temperatura en un rectángulo correspondiente a una sección vertical de la bobina.

5.1 Primera aproximación

En una primera aproximación, basándonos en los cálculos realizados que indican que el factor limitante en el calentamiento de la bobina es la difusividad efectiva, k , ignoramos la constante de convección y asumimos que el borde de la bobina alcanza instantáneamente la temperatura deseada. Además, asumimos que la difusividad es constante.

De este modo podemos cerrar el esquema con condición Dirichlet en la frontera: $T_{ij} = 560$ para los nodos

$$(i, j) \in \{(0, j), (N_z, j), (i, 0), (i, N_r) : 0 \leq i \leq N_z, 0 \leq j \leq N_r\}.$$

Para calcular el laplaciano en la dirección radial, primero calculamos la derivada de la temperatura respecto al radio en los nodos

$$\{(i, j + \frac{1}{2}) : 1 \leq i \leq N_z - 1, 0 \leq j \leq N_r - 1\},$$

multiplicamos por el valor de r en los mismos nodos,

$$r_{j+\frac{1}{2}} = \frac{1}{2}(r_j + r_{j+1}),$$

y volvemos a aproximar la derivada respecto a r en los nodos interiores usando estos valores:

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \frac{\partial T}{\partial r} \right) \sim \frac{1}{r_{ij}} \frac{r_{i,j+\frac{1}{2}} \left(\frac{T_{i,j+1} - T_{i,j}}{\Delta r} \right) - r_{i,j-\frac{1}{2}} \left(\frac{T_{i,j} - T_{i,j-1}}{\Delta r} \right)}{\Delta r}$$

Para el laplaciano en la dirección vertical usamos directamente diferencias centradas de segundo orden en los nodos del interior:

$$\frac{\partial^2 T(z_i)}{\partial z^2} \sim \frac{T_{i+1,j} - 2T_{i,j} + T_{i-1,j}}{(\Delta z)^2}$$

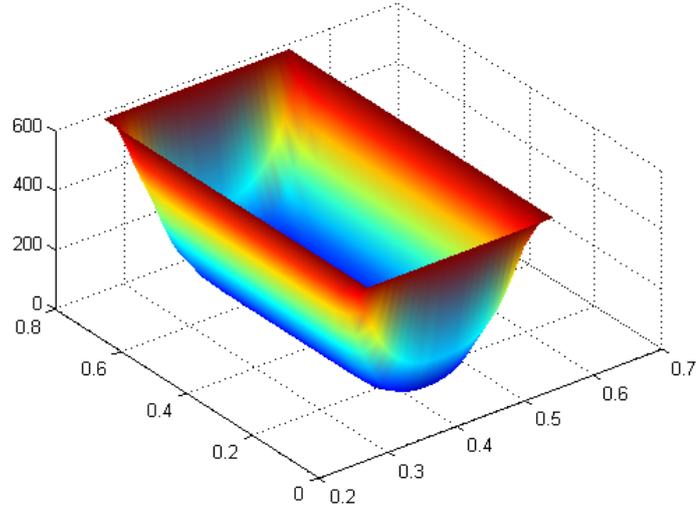


Figura 11: Distribución de temperatura en una sección vertical del cilindro dada por la solución numérica.

5.2 Segunda Aproximación

Con las hipótesis en la primera aproximación, se observa un incremento de temperatura demasiado rápido en la bobina. A pesar de que la temperatura en la superficie de la bobina aumenta mucho más rápidamente que en el interior, no lo hace instantáneamente y esto influirá en el tiempo total necesario para calentar la bobina. El siguiente paso, pues, consiste en descartar esta hipótesis y cambiar las condiciones de frontera para reflejar el proceso de calentamiento por convección del exterior de la bobina:

$$h \times (T_{\infty} - T_0) = -\nabla T \cdot \vec{\eta}$$

El gradiente de la temperatura se aproxima con diferencia forward (backward) de tres puntos en la dirección perpendicular a la superficie:

$$\begin{aligned} -\nabla T \cdot \vec{\eta} &\sim \frac{1}{2}(3T_{i,0} - 4T_{i,1} + T_{i,2}) \\ -\nabla T \cdot \vec{\eta} &\sim \frac{1}{2}(3T_{i,N_r} - 4T_{i,N_r-1} + T_{i,N_r-2}) \\ -\nabla T \cdot \vec{\eta} &\sim \frac{1}{2}(3T_{0,j} - 4T_{1,j} + T_{2,j}) \\ -\nabla T \cdot \vec{\eta} &\sim \frac{1}{2}(3T_{N_z,j} - 4T_{N_z-1,j} + T_{N_z-2,j}) \end{aligned}$$

A pesar del cambio, la evolución de la temperatura en el nodo central sigue sin corresponder con la termometría. Aquí vemos que variando el valor de k podemos ajustar muy bien la curva de temperatura en diferentes regiones, pero no a lo largo de todo el proceso:

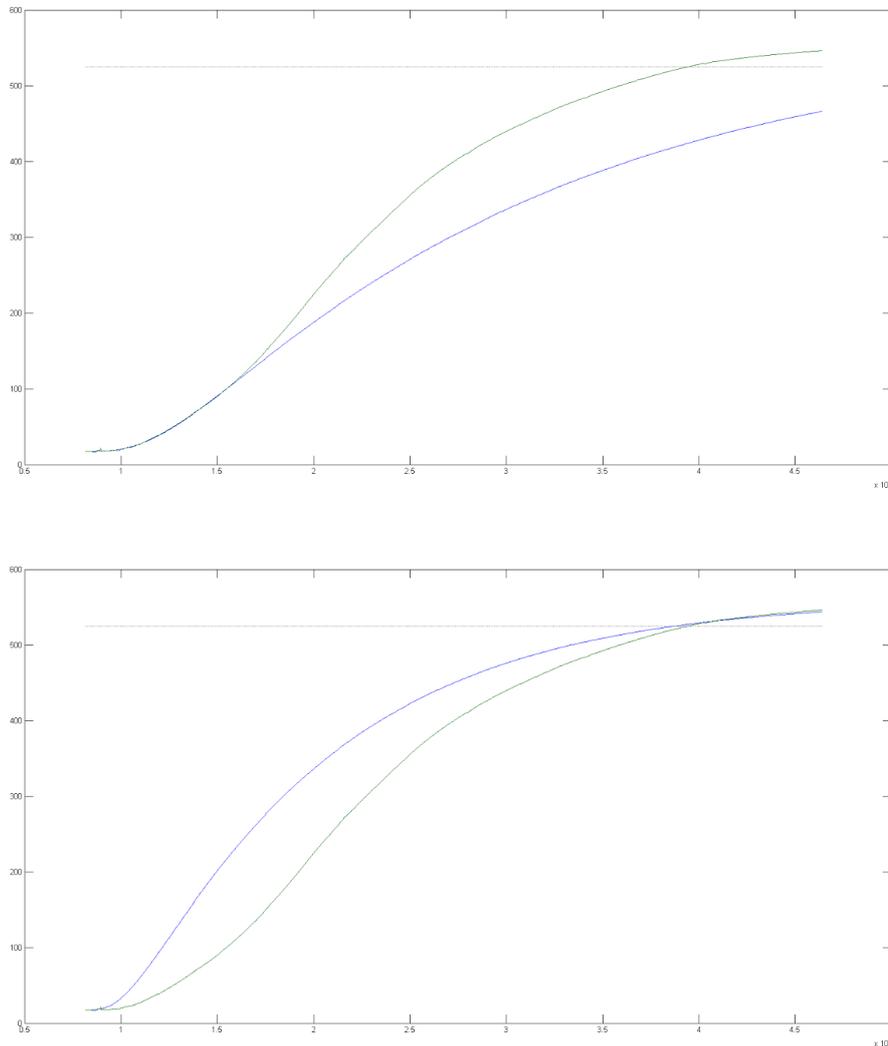


Figura 12: El ajuste es bueno por regiones, pero no globalmente.

5.3 Tercera Aproximación

En vista de los resultados obtenidos con la segunda aproximación, llegamos a la conclusión de que no es posible asumir una difusividad constante, sino que ésta varía con la temperatura: Al calentarse el alambrón, el calor comienza a transmitirse por radiación, con lo que la porosidad de la bobina ya no supone un obstáculo a la transmisión del calor. Esto quiere decir que la ecuación que debemos considerar ya no es

$$\frac{1}{\alpha} \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2},$$

sino:

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r K(T) \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(K(t) \frac{\partial T}{\partial z} \right)$$

En la discretización, esto supone un cambio muy leve al derivar en la dirección radial: la derivada en los puntos $i, j + \frac{1}{2}$ es multiplicada por $K(T_{i,j+\frac{1}{2}})$ además de $r_{i,j+\frac{1}{2}}$.

La discretización en la variable z requiere más cambios, ya que al no poder considerar la difusividad constante el segundo término en el lado derecho de la ecuación tiene que discretizarse en dos pasos (como su contraparte radial) en lugar de discretizar la segunda derivada directamente.

Además, hemos de hallar la expresión que modela el comportamiento de la difusividad. Teniendo en cuenta la hipótesis asumida en esta sección (el calor se transmite por radiación para temperaturas suficientemente altas) buscamos una expresión de la forma $K(s) = K_0 + as^b$. Tomamos K_0 igual al valor elegido para ajustar la evolución del calor en el centro de la bobina a los valores de la termometría para tiempos pequeños (y por tanto para bajas temperaturas). Para encontrar a y b resolvemos numéricamente la ecuación $F(a, b) = 0$ por medio de la función `lsqnonlin` de `Matlab`, donde F nos devuelve la diferencia entre el vector de temperaturas en el punto central de la bobina para cada tiempo proporcionado por nuestro esquema al usar los parámetros a y b , y el vector de temperaturas proporcionado por las termometrías en el mismo punto. La siguiente figura muestra como las curvas de temperatura se ajustan a los valores de las termometrías para a y b óptimos:

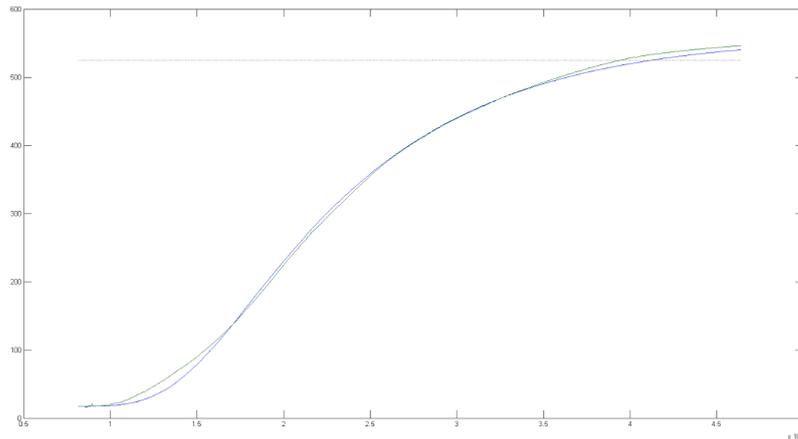


Figura 13: Ajuste de $K(T)$ a la termometría para la bobina de 1000Kg

El gráfico siguiente muestra cómo, al realizar este ajuste con bobinas de diversas masas, obtenemos curvas diferentes, crecientes con la masa de las bobinas, contrariamente a lo que la intuición sugería.

En vista de esto, para responder la pregunta que se nos plantea, es decir, para estudiar la viabilidad de trabajar con bobinas de 2000 Kg, decidimos usar los parámetros y obtenidos en el ajuste a las termometrías correspondientes a la bobina de 1700 Kg, la de mayor masa para la que disponemos de datos. Esto es razonable ya que siguiendo la tendencia observada, la curva K correspondiente a la bobina de 2000 Kg será mayor que la usada, y por lo tanto resultará una estimación conservadora (el tiempo necesario para llegar a la temperatura objetivo será necesariamente mayor que el propuesto por este algoritmo).

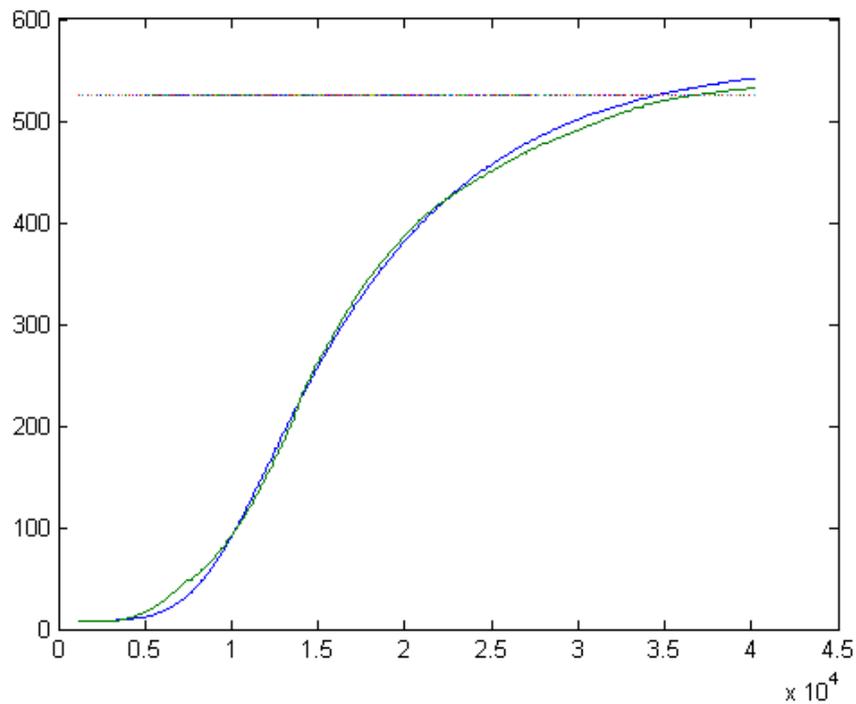


Figura 14: Ajuste de $K(T)$ a la termometría para la bobina de 1500Kg

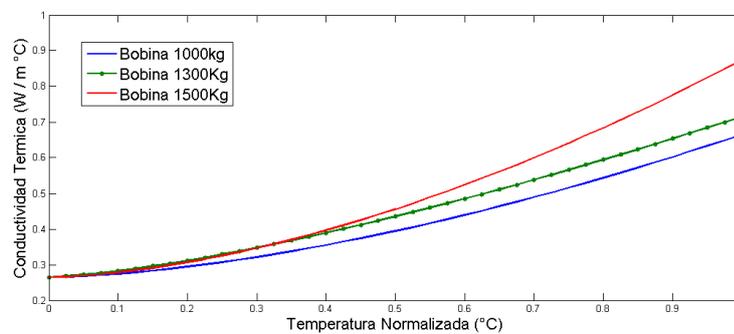


Figura 15: Conductividad térmica en función de la temperatura normalizada

Nota de los autores: Durante la realización del TAMI nos centramos en el comportamiento de la simulación en el centro del cilindro. Con posterioridad, durante la redacción del informe quisimos incluir graficas adicionales de la evolución de la temperatura en el borde y llegamos al conocimiento de que éstas presentaban algunos errores en la aproximación para los bordes del cilindro. Esto se veía específicamente para el principio de la simulación donde la temperatura en el borde de la bobina crecía muy rápidamente hacia el valor de la temperatura ambiente. Esto

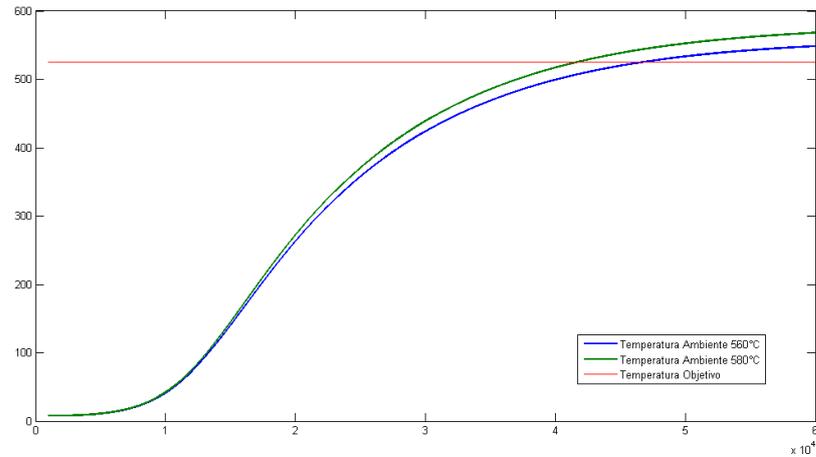


Figura 16: Extrapolación para una bobina de 2000 Kg

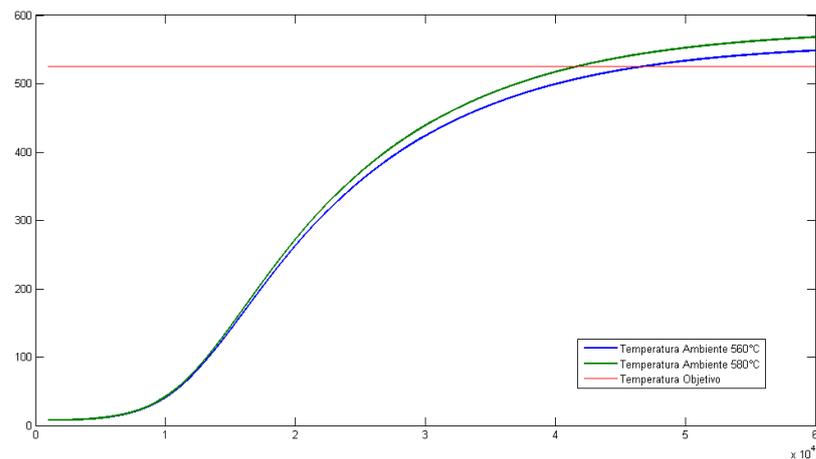


Figura 17: Comparación de ajustes en bobinas de 2000 kg con dos temperaturas ambientales.

hace que el comportamiento en el centro sea, a efectos prácticos, el mismo que se obtiene en las simulaciones realizadas con condiciones Dirichlet. En las simulaciones de ajuste la temperatura del borde crece hasta el máximo estipulado en un único paso de tiempo, sobrepasando éste valor en la simulación correspondiente a la extrapolación a la bobina de 2000kg. En ésta se observa una oscilación inicial que lleva la temperatura sobre el límite estipulado para decaer inmediatamente a este mismo.

Hay que tener en cuenta este hecho por dos motivos:

- Por una lado, proporciona una estimación del tiempo total necesario para calentar la bobina de 2000kg demasiado optimista. En un principio esto no presenta inconvenientes para los

objetivos generales de este trabajo, ya que sumando a la cota obtenida una estimación del tiempo que tarda en calentarse el borde obtendríamos la cota real que buscamos.

- Por otro lado, no nos permite predecir nada sobre el comportamiento de la temperatura en el borde. Hay que recordar que en este proceso de solubilizado, la temperatura de la bobina no puede sobrepasar un máximo establecido por lo cual para estos momentos de la simulación, las oscilaciones vistas nos impiden asegurar que esta cota no sea sobrepasada brevemente.

Así y todo las simulaciones realizadas son aún relevantes y confiables para el problema planteado. Si en algún caso se quiere tener más certeza acerca de las simulaciones en el borde de la bobina, sería conveniente realizar otro método numérico que ajuste mejor el comportamiento en la superficie del cilindro.

6 Conclusiones

Bajo las limitaciones presentes y considerando los objetivos planteados fue posible estimar parámetros físicos relevantes para entender la difusión de calor dentro de los bobinados de alambroón según la descripción y los datos provistos por ALUAR.

En primer lugar, el cálculo en el balance de energía expuso que la capacidad térmica del horno es favorable para la consideración de este problema puesto que la estimación de la energía térmica entregada por éste fue de órdenes muy superiores al balance termodinámico en las dos bobinas de 2000 kg.

Lo primero para destacar aquí es que la porosidad en la bobina tiene una gran influencia en la conductividad térmica en la bobina, dominando el proceso termodinámico y causando así una baja en la conductividad en al menos dos órdenes de magnitud. Al mismo tiempo, la transmisión de calor en el interior de la bobina ocurre por un mecanismo combinado de conducción y radiación donde este último mecanismo adquiere mayor importancia a altas temperaturas. El mallado compacto no favorece la convección del aire dentro de la bobina y de forma simultánea el mallado no es lo suficientemente compacto como para favorecer la conducción de calor entre las espiras.

Los modelos numéricos formulados lograron, a partir de los datos, generar un modelo que describa la evolución temporal de la temperatura en la posición central de las bobinas. De aquí también resultó un modelo que ajustó la conductividad térmica efectiva del alambroón en función de éstas, ajustando una conductividad térmica para las bobinas de mil, mil trescientos y mil quinientos kilos. A partir de estos dos se pudo encontrar una respuesta a uno de los problemas planteados, resultando en que el tiempo necesario para que el centro de la bobina alcance los 525°C es de 780 minutos con lo cual necesitaría un tiempo total de exposición de 820 minutos para alcanzar el solubilizado deseado en toda la bobina. Es importante destacar aquí que el cálculo fue realizado a partir de la k_{eff} de una bobina de 1500 Kg por lo cual este resultado es una cota superior del tiempo necesario.

Adicionalmente se vio que si la temperatura del horno se eleva a 580°C en las tres zonas de calentamiento, no es necesario aumentar el tiempo del tratamiento para solubilizar las bobinas de 2000 Kg.

7 Sugerencias

Asumiendo las mismas condiciones de trabajo y los mismos datos usados que hasta ahora, una primera mejora a este trabajo podría resultar de intentar realizar una re-estimación de la conductividad térmica en las bobinas de 2000 Kg. Haciendo una extrapolación a partir de

las constantes obtenidas para las termometrías de menor pesaje se podría generar un rango de confianza para las constantes de la termometría de 2000 Kg y así utilizar este rango para estimar la evolución termométrica de ésta. Luego, utilizando esta “banda” de termometrías ver si es posible responder con exactitud que las condiciones del horno son suficientes para alcanzar el solubilizado en una bobina de 2000 Kg.

Por otro lado, es imperativo realizar un experimento para poder determinar con exactitud la constante efectiva de conductividad térmica. Esto proveería una mejora sustancial en los resultados propuestos por el modelo numérico y a un costo muy bajo. Esto porque, en primer lugar, no habría que depender del ajuste con los datos de las termometrías lo cual resulta favorable teniendo en cuenta que los datos de las termometrías no fueron provistos sin presencia de ruido. En segundo lugar, no sería necesario proponer un modelo funcional para $K(t)$ ni tampoco hacer un ajuste con las termometrías a fin de encontrar un valor que aproxime la función de $K(t)$ para las termometrías de 2000 Kg. Luego todo el modelo podría generar una estimación más precisa del tiempo del calentamiento y de la temperatura de la bobina.

Finalmente, se pueden identificar otros factores que serían de gran ayuda en el solubilizado de las bobinas a partir del conocimiento físico en la transferencia del calor por conducción y convección. Aún cuando estas sugerencias escapan la naturaleza específica de este trabajo, creemos que deben ser tomadas en cuenta pues son pertinentes a los objetivos globales de este:

- Introducir deflectores a la salida de los ventiladores con el objetivo de encauzar el caudal de aire directamente sobre las bobinas. El impacto de esta acción se vería reflejado en una más rápida transferencia de calor sobre el borde de la bobina al tener una convección forzada sobre este.
- Al haber concluido que la difusión del calor dentro de la bobina misma es afectado por la porosidad de ésta, una mejor sustancial en la propagación de calor para el interior de esta vendría de compactar la forma de bobinado y mejorar el valor de la difusividad efectiva k_{eff} .
- Es sabido que el coeficiente de transferencia de calor aumenta con la velocidad del fluido. Resultaría conveniente hacer una evaluación hidrodinámica a través de un modelo numérico para estimar mejor el coeficiente de convección en el horno.

Monitoreo sísmico pasivo de superficie en operaciones de inyección hidráulica

GEO NODOS

Responsable: Marcelo Roizman, GEO NODOS

Participantes: Santiago Cerrotta[†], Martín Maas[‡] y Francisco Ibarrola^ᵇ

[†]FCEyN - UBA

[‡]IAFE - CONICET

^ᵇFIQ - UNL

1 El problema

1.1 El problema propuesto

Hasta hace pocos años los hidrocarburos de formaciones de rocas arcillosas eran en general no accesibles económicamente. La aplicación de nuevas técnicas como los pozos horizontales y la fracturación hidráulica modificaron esta situación, logrando la disponibilidad de enormes volúmenes de hidrocarburos que ahora se contabilizan entre las reservas probables de países como la Argentina. Disponer de tecnologías para monitorear el proceso de fractura hidráulica es esencial para entender cómo una formación geológica responde a la inyección de fluidos y distinguir así la fractura controlada - con la que se busca aumentar la permeabilidad de un pozo - de efectos no deseados como la fuga de fluido por fallas geológicas existentes o conexión con acuíferos, cuestiones claves para controlar los efectos sobre el medio ambiente o reducir la pérdida de material, esfuerzo y tiempo de trabajo.

Para monitorear este proceso, una posibilidad es aprovechar las ondas sísmicas de baja amplitud (microsisimos) que se producen al fracturar la roca o al activar fallas. Es así que está planteado para este taller el desarrollo de modelos y metodologías para la inversión de parámetros de los mismos a partir de datos medidos en campo, lo que permitiría diferenciar las fuentes sísmicas, estimar su ubicación e intensidad.

En la Figura 1 se puede ver representado un evento microsísmico a una profundidad aproximada de 2500m, donde hay dispuestos en forma vertical un pozo para inyectar fluido y otro para observación vertical en profundidad. La fuente de energía es el líquido inyectado en el pozo que genera las micro-fracturas inducidas. La energía elástica liberada en estas micro-fracturas se irradia en distintos tipos de ondas que atraviesan las formaciones geológicas y esta energía es registrada utilizando las diferentes configuraciones de receptores mostrados.

Desde el punto de vista del control microsísmico los primeros, pero no los únicos, problemas a resolver son:

- La localización espacial de los microsismos,
- La determinación de hora de origen de cada evento,
- La determinación de los parámetros elásticos del medio rocoso (velocidad de ondas P, velocidad de ondas S, densidad, parámetros de anisotropía etc).

Estos tres problemas están relacionados y no pueden resolverse en forma aislada. Lo que se plantea para este taller es:

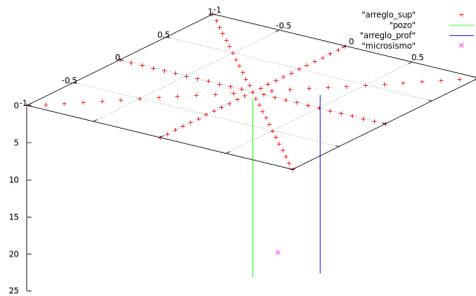


Figura 1: Un evento microsísmico y diferentes configuraciones de recepción. Receptores en rojo.

- Parametrizar el problema.
- Buscar alternativas para resolver en forma global y simultánea los tres problemas planteados.
- Buscar alternativas de diferentes configuraciones mínimas de recepción para resolver el sistema.

1.2 El trabajo en el TAMI

Dada la complejidad para modelar este problema completo y la reducida cantidad de tiempo disponible, se buscó modelar el problema de modo de poder concentrarnos en el desarrollo de los aspectos esenciales de la metodología, aunque manteniendo siempre presentes las direcciones en las que los modelos pueden ampliarse para lograr resolver el problema completo. Para ello, hemos partido de las siguientes premisas:

- Se trabajó bajo la aproximación de trazado de rayos. Esta aproximación es válida cuando la variación espacial del perfil de velocidades es lento en comparación con la longitud de la onda que se propaga.
- Se consideró un sólo tipo de ondas y se supuso que no existe conversión de modos.
- El problema se consideró en dos dimensiones (x, z) simplemente para agilizar la escritura de los algoritmos y los programas utilizados para ponerlos a prueba. La extensión a 3D puede realizarse de manera directa.
- A su vez, el campo de velocidades de los perfiles geológicos se consideró isotrópico – la adición de anisotropía no presentaría mayores dificultades.

Una vez definidas estas cuestiones, distinguimos dos problemas: por un lado, la calibración del modelo de velocidades a partir de un evento con una localización conocida; y por otro, estimar el tiempo y la posición del foco de un microsismo a partir de las lecturas obtenidas en los sensores.

Encaramos estos problemas de dos maneras distintas: parametrizando el campo de velocidades (aproximándolo por una función), o discretizándolo.

2 El enfoque paramétrico no-lineal

2.1 Trazado de Rayos

La aproximación de trazado de rayos reduce el problema de la propagación de ondas de una ecuación en derivadas parciales al siguiente sistema de ecuaciones ordinarias (en 2D) que puede ser resuelto si se dispone de una expresión de $v(x, z)$ continua.

$$\begin{aligned} \frac{dx}{dt} &= v(x, z) \sin(\theta) \\ \frac{dz}{dt} &= v(x, z) \cos(\theta) \\ \frac{d\theta}{dt} &= -\cos(\theta) \frac{dv}{dx}(x, y) + \sin(\theta) \frac{dv}{dz}(x, y) \end{aligned} \quad (1)$$

Esta es la expresión de un rayo como un problema de valores iniciales. Para obtener los tiempos de llegada a los sensores, se discretizaron los posibles ángulos iniciales y se interpoló el tiempo de llegada en la superficie.

Se discutió sobre el nivel de generalidad de este modelo: la presencia de un campo de velocidades discontinuo, como es supuesto en un modelo de capas, requeriría de un tratamiento especial. Sin embargo se argumentó que un campo continuo era más cercano a la realidad, dadas las variaciones más bien lentas que se producen en las propiedades de las rocas. En este punto se planteó la posibilidad de disponer de un perfil de velocidades medidas de un pozo, y de considerar perturbaciones bidimensionales del mismo como parámetro a ajustar. Es decir,

$$v(x, z) = v_{\text{pozo}}(z) + dv(x, z)$$

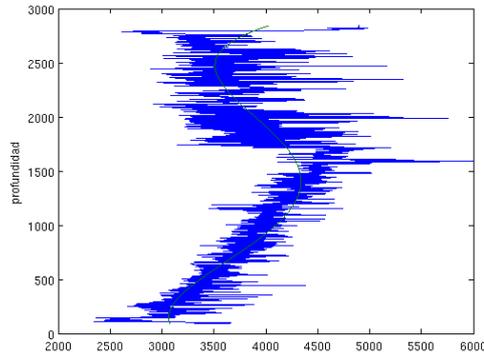


Figura 2: $v_{\text{pozo}}(z)$: perfil medido de velocidades de un pozo en profundidad

A su vez, se parametrizó la perturbación del campo de velocidades $dv(x, y)$ mediante una matriz.

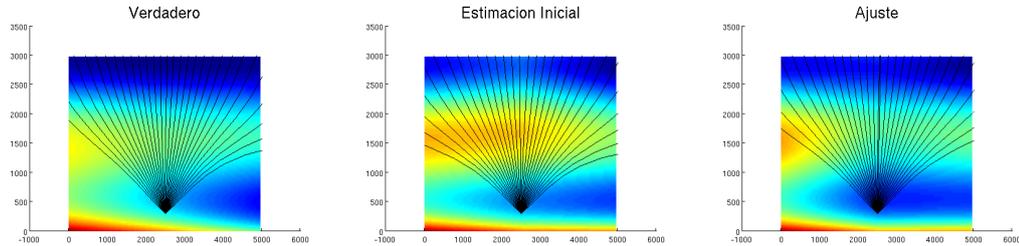
$$dv(x_i, z_j) = A_{ij}$$

y en el resto de los puntos se interpoló con funciones bilineales.

2.2 Calibración de un modelo de velocidades

Se generó un modelo de velocidades 2D que consta del perfil de velocidades medido (1D, en profundidad) y de una perturbación aleatoria en 2D, y se supuso que este era el modelo ‘verdadero’.

Por otra parte se supuso una estimación del modelo de velocidades que consta del mismo perfil de velocidades pero de otra perturbación aleatoria. Y finalmente se obtuvo un ajuste mediante la minimización de la discrepancia entre los tiempos de llegada en la superficie para un evento conocido. Esta minimización se obtiene mediante un proceso de optimización no-lineal de los coeficientes A_{ij} .



2.3 Localización del microsismo

Con el modelo desarrollado, el problema de la localización de un microsismo se puede formular como un problema de optimización no-lineal, donde el tiempo de llegada calculado se compara con los tiempos medidos. Bajo el modelo ‘verdadero’ se comprobó que, si bien pueden existir mínimos locales, es posible reconstruir la posición del evento con enorme precisión. Sin embargo, el campo de velocidades v nunca será conocido de manera exacta, por lo que pareció razonable explorar cuál es el efecto de conocer v con algún error, en particular antes y después de haber calibrado el modelo.

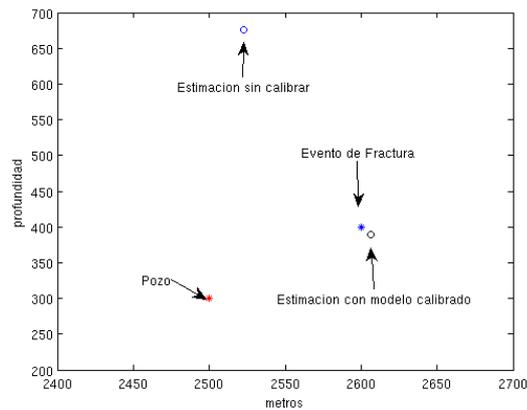


Figura 3: Estimaciones de posición con el modelo calibrado y sin calibrar

3 El enfoque no paramétrico

Para modelar el problema desde esta perspectiva, comencemos por considerar el campo de velocidades $v(x, y)$ como constante por regiones. En primer lugar, por simplicidad, definamos el dominio D de el campo de velocidades como $[0, 1] \times [0, 1]$. Dividamos ahora D en $M \times N$ rectángulos

iguales de lados $1/N$ y $1/M$, y dado un punto (x, y) tal que $j/N \leq x < (j+1)/N$, $i/M \leq y < (i+1)/M$, definimos $v(x, y) \doteq v(j/N + 1/2N, i/M + 1/2M)$. Tenemos entonces nuestro campo de velocidades representado por una matriz $V \in \mathbb{R}^{M \times N}$, con $V_{i,j} \doteq v(j/N + 1/2N, i/M + 1/2M)$. Por otro lado, suponemos K receptores equiespaciados sobre la línea de superficie, es decir, con ubicaciones $((k-1)/(K-1), 1)$, $k = 1 \dots K$.

Veamos ahora cómo utilizar esto último para estimar el origen espacial de un microsismo.

3.1 Estimación de la posición del foco de un microsismo

Supongamos ahora conocida la matriz V asociada a nuestro campo de velocidades. Comenzamos entonces por modelar la trayectoria de un rayo utilizando la ley de Snell. Como se ve en la figura 4, si un rayo parte del “casillero” i, j con ángulo θ_0 , entonces podemos calcular el ángulo en el casillero aledaño como $\theta_1 = \theta_0 V_{i,j+1}/V_{i,j}$. Resulta sencillo así confeccionar un algoritmo iterativo que permita conocer, dados un punto focal y un ángulo de partida, el camino recorrido por el rayo correspondiente y el tiempo transcurrido.

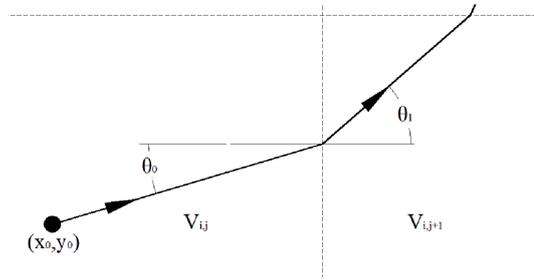


Figura 4: Un rayo con origen en el punto (x_0, y_0) y ángulo de partida θ_0 se refracta al llegar al “casillero” aledaño.

La idea es entonces buscar el punto focal cuyos tiempos simulados mejor aproximen los tiempos medidos. La principal dificultad para hacer esto radica en que no podemos predecir, dado un punto en la superficie donde se ubica el medidor, cuál es el ángulo que producirá un rayo que alcance ese punto en la superficie. Como hemos hecho el supuesto de que la posición x en que un rayo que llega a la superficie depende continuamente del ángulo de salida, podemos simplemente interpolar los puntos (x_s, t_s) simulados (por ejemplo, con un *spline* de orden 3) y evaluar la función interpolante en los puntos x_k correspondientes a los medidores para simular las lecturas. Ver Figura 5.

Para estimar el punto focal se procedió entonces a hallar el minimizante del funcional

$$J(u) = \|Du_{(x,z)} - s\|^2, \quad (2)$$

donde $u_{(x,z)} \in \mathbb{R}^K$ es un vector que contiene las mediciones de los tiempos de llegada simulados en función del punto focal, $D \in \mathbb{R}^{(K-1) \times K}$ es una matriz de diferencias de primer orden, y $s \in \mathbb{R}^{K-1}$ es un vector que contiene las diferencias de tiempo medidas por los sensores. Notar que comparamos las diferencias, ya que en la práctica no conocemos el instante en que se originó la fisura correspondiente.

3.2 Actualización del campo de velocidades

Ya tenemos las herramientas para estimar la posición de una fisura dadas una medición y un campo de velocidades V . Empero, en la práctica no tenemos un conocimiento *a priori* del

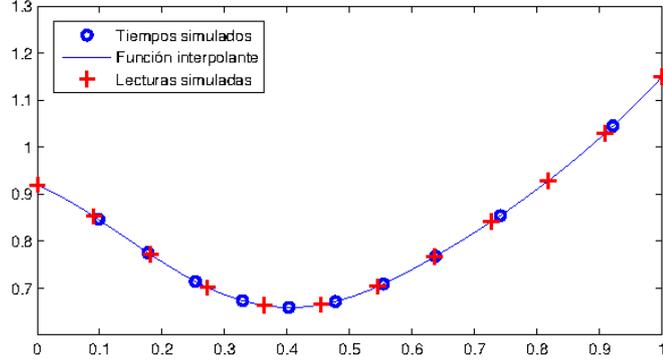


Figura 5: Simulación de 12 lecturas a partir de la interpolación de los datos de 10 rayos simulados.

campo de velocidades, más allá de una estimación inicial dada por las mediciones hechas dentro de la perforación. Nos preguntamos entonces qué ocurre si el terreno presenta irregularidades significativas, y consecuentemente la estimación inicial de V no resulta apropiada.

Como primera instancia del proceso de agrietado se introducen pequeñas cargas explosivas en el caño que recubre a la perforación, para producir agujeros por donde luego saldrá el fluido. Es oportuno entonces aprovechar que de esta primera detonación conocemos su punto focal. Notemos que en la sección anterior buscamos minimizar $J(u)$, pensando en u como una función del punto focal, pero es también dependiente del campo de velocidades que utilizamos para la simulación de los rayos $u = u_{(x,z),V}$, por lo que ahora pensaremos en $u = u_V$.

Comencemos por “apilar” las columnas de la matriz V , en un vector v de modo que $V_{i,j} = v_{i+(N-1)j}$. Con esta notación, el tiempo que tarda en llegar un rayo desde el foco hasta el k -ésimo sensor puede definirse como

$$t_k = \sum_{i=1}^{M \times N} \frac{\ell_{k,i}}{v_i}, \quad (3)$$

donde $\ell_{k,j}$ es la distancia recorrida por el k -ésimo rayo dentro del j -ésimo casillero. Si definimos el vector w de manera que $w_j = v_j^{-1}$, y la matriz $L \in \mathbb{R}^{K \times MN}$, entonces $t = Lw$. Notemos que esta ecuación no es lineal, pues L depende de w .

Finalmente, nuestro problema consiste en encontrar el vector w asociado al campo de velocidades que dado un punto focal (x, z) , produzca la simulación que mejor aproxime la medición de tiempos t . Para ello, sea w_0 el vector dado por la estimación inicial del campo de velocidades, y sea $y \in \mathbb{R}^{K \times MN}$ un vector de corrección o calibración que queremos hallar, de modo que $w = w_0 + y$. La idea es entonces en definitiva que $L_{w_0+y}(w_0 + y)$ “se parezca” a t . Para ello buscaremos y que minimice el funcional

$$\Phi(y) = \|L(w_0 + y) - t\|^2 + \lambda_0 \|y\|^2 + \lambda_1 \|D(w_0 + y)\|^2. \quad (4)$$

Para darle estabilidad al problema, hemos agregado (segundo sumando del lado derecho) un penalizante para que w se aleje lo menos posible de la estimación inicial w_0 , y un tercer sumando como término de regularización sobre w . Los parámetros $\lambda_0, \lambda_1 > 0$ son escalares que representan el ‘peso’ que se otorga a los penalizantes. Finalmente, $D \in \mathbb{R}^{MN \times MN}$ es una matriz de diferencias finitas de primer orden.

Para minimizar (4), utilizamos un algoritmo de punto fijo, comenzando con $y = 0$, y resolviendo

alternadamente

$$L = L(w),$$

y la condición necesaria de primer orden sobre $\Phi(y)$,

$$(L^t L + \lambda_0 I + \lambda_1 D^t D)y = L^t(t - Lw_0) - \lambda_1 D^t D w_0,$$

hasta alcanzar un criterio de convergencia previamente establecido.

Para ilustrar el funcionamiento del algoritmo anterior, hemos partido de un campo de velocidades inicial (que utilizamos como w_0) e introducimos una perturbación claramente visible en la Figura 6, que intentamos reproducir. Luego de aplicar el algoritmo de actualización, vemos que la perturbación fue percibida, si bien no de manera exacta. La precisión de este método, sin embargo, está naturalmente sujeta a la posición de la perturbación, y no parece dar buenos resultados para ciertas posiciones respecto del foco (i.e. la información obtenida resulta insuficiente).

No obstante, es razonable esperar que esta dificultad se aplaque una vez introducidos en el modelo los sensores colocados dentro del pozo, y llevado a 3 dimensiones. Por las limitaciones en el tiempo de trabajo, esto ha debido dejarse propuesto como continuación a futuro.

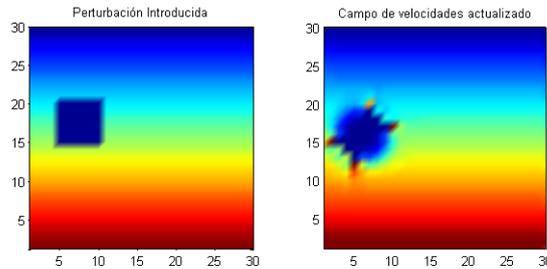


Figura 6: Reconocimiento de una perturbación con el enfoque no paramétrico

4 Conclusiones

Luego de una semana de trabajo y con las reformulaciones apuntando a una simplificación del problema se pudo calibrar un modelo de velocidades a partir de un perfil obtenido durante una perforación y de un evento espacio-temporal conocido. Una vez conocida la distribución de velocidades y teniendo los registros de los sensores superficiales se pudo ubicar un evento sísmico. Durante el trabajo en la semana del Taller fueron surgiendo ideas que no pudieron ser aplicadas o se implementaron suposiciones debido al tiempo limitado. Pensando en futuros trabajos se podría extender el modelo de trazado de rayos a $3D$, también incorporar anisotropías al modelo de velocidades y conversión de modos (ondas P a ondas S) obteniendo una descripción más real del problema. Además se podría agregar un algoritmo de actualización dinámica de la distribución de velocidades obteniendo mejoras en los resultados.

Obtención de un modelo matemático que permita comprender y predecir el comportamiento de las variables de soldadura

TERNIUM - SIDERAR

Responsable: Alejandro Guerra, TERNIUM - SIDERAR

Participantes: Lucas Corach[†], Isabel Fuertes Vila[†], Antonio Latosinski[‡], Mariana Mesaros[♭] y Guillermo Umbricht[‡]

[†]FCEN - UBA

[‡]FI - UNPSJB

[♭]FI - UBA

[‡]Centro de Matemática Aplicada, Escuela de Ciencia y Tecnología, UNSAM - CONICET

1 El Problema

A principios del año 2012 durante el revamping de la línea de galvanizado de planta Haedo (HDG#1), se ha realizado el reemplazo de la soldadora ubicada en el sector entrada de la línea, la cual tiene la función de dar continuidad al proceso de galvanizado uniendo las bobinas provenientes de los laminadores en frío (LAF) o en caliente (LAC). Las líneas de galvanizado en Siderar son instalaciones que procesan un amplio rango de materiales, por lo tanto la soldadora debe ser capaz de poder unir aceros LAF y LAC y pre-recocido batch, de los siguientes tipos: calidad comercial al C-Mn, aceros estructurales y HSLA (High Strength Low Alloy), comprendidos en espesores que van desde los 0,25 mm a los 3,2 mm y anchos desde 700 mm a 1250 mm. Para cumplir con lo mencionado se adquirió una soldadora de la firma Taylor-Winfield modelo Twin-LAP como muestra la Figura 1.

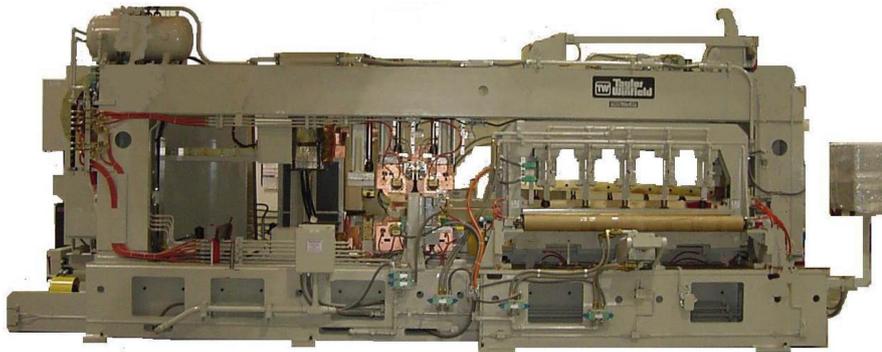


Figura 1: Soldadora Taylor-Winfield modelo Twin-LAP.

El principio de este tipo de soldadoras es denominado Mash Seam Welder (MSW), sin embargo el proceso de la TWIN LAP es único, ya que utiliza dos conjuntos de cabezales de soldadura en línea que operan durante una pasada de carro. La soldadora utiliza dos transformadores de

soldadura que operan en una configuración ‘push-pull’ para proporcionar la corriente de soldadura a la unión de las bobinas. Un esquema básico es:

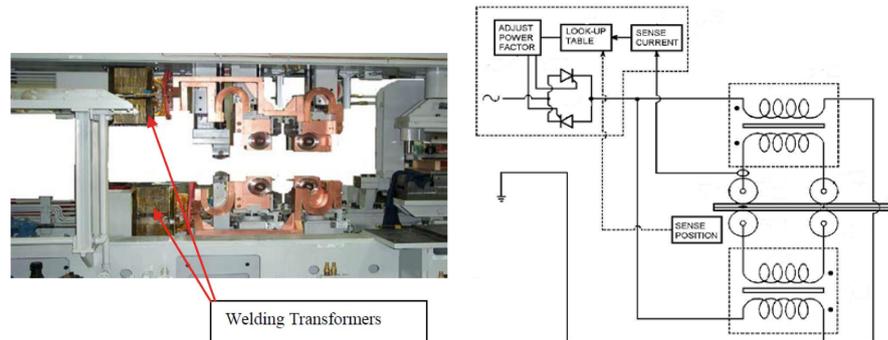


Figura 2: Esquema básico de la soldadora: Izquierda: Transformadores de Soldadura. Derecha: Circuito eléctrico.

El primer conjunto de cabezales de la soldadora, suelda de la manera convencional. Inmediatamente después de la pasada de soldadura (y en el mismo carro), la segunda serie de cabezales de soldadura proporcionan un segundo calentamiento de la soldadura bajo una fuerza independiente. Por lo tanto, el acero en el solapamiento se somete a un recalentamiento de la soldadura antes de que tenga la oportunidad de enfriarse por completo después de la pasada de la primera rueda, justamente este es el proceso que más interrogantes plantea en este tipo de soldadora.

Las soldadoras MSW convencionales sólo poseen un único cabezal de soldadura. En Siderar existe en funcionamiento una de ellas de la firma COSIM instalada en el año 94 en la entrada de la línea de galvanizado de planta Canning (HDG#2). Si bien presenta algunas diferencias respecto del motivo de este estudio, se dispone de más experiencia e información sobre ellas, de forma de poder usar estos recursos como base para el estudio de la Taylor. El esquema básico de la soldadora de Canning es muy similar al que se muestra en la Figura 3.

Los parámetros de soldadura disponibles para ajustar en cada uno de los materiales a soldar son, en las soldadoras MSW:

1. Corriente de soldadura. (Depende del escalón de tensión seleccionado en el transformador), puede ser AC o DC.
2. Presión sobre la rueda de soldadura.
3. Velocidad del carro de soldadura.
4. Solapamiento lado Motor.
5. Solapamiento lado operador.
6. Presión sobre rueda de aplastamiento.

Para la soldadora Twin-Lap estos parámetros son muy similares con las siguientes diferencias:

1. Corriente de soldadura, es la misma para ambos cabezales, ya que eléctricamente están en serie.

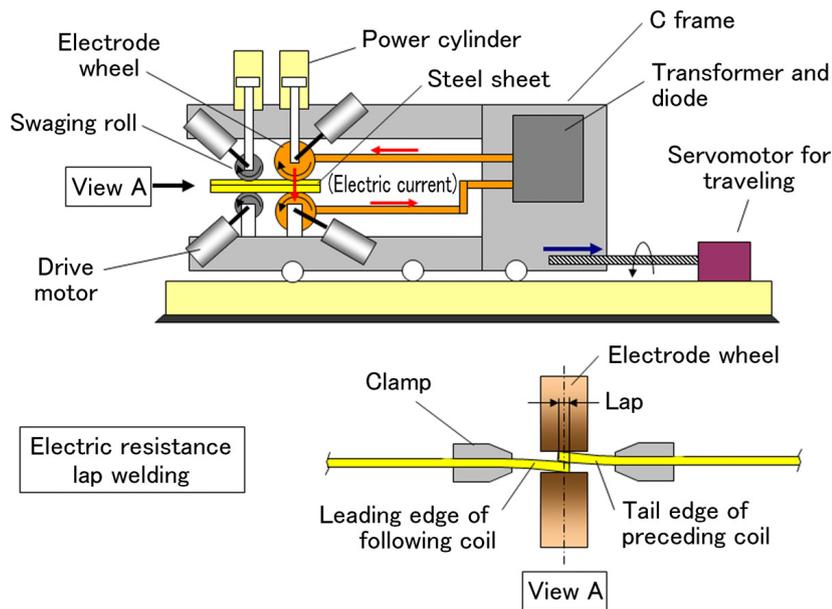


Figura 3: Esquema básico similar a la soldadora de Canning

2. En el caso de la Taylor las presiones en las ruedas de soldadura se pueden ajustar de forma independiente para cada uno de los cabezales.

Por lo tanto los parámetros de soldadura para la soldadora Twin-Lap de Taylor son:

WS:	Weld Speed (Velocidad del carro de soldadura)	[mm/seg]
WC:	Weld Current (Corriente de soldadura)	[ampere]
OV-OP:	Overlap Operator side (Solape lado operador)	[mm]
OV-DR:	Overlap Drive Side (Solape lado motor)	[mm]
LWF:	Leading Weld Force (Presión rueda delantera)	[Kg]
TWF:	Trailing Weld Force (Presión rueda trasera)	[Kg]
PF:	Planish Force (Presión rueda de aplanado)	[Kg]
TSP:	Tap Switch Position (Posición selector del transformador)	[Low/High]

El objetivo del trabajo es encontrar un modelo que relacione los diferentes parámetros de forma de comprender y predecir la elaboración de buenas soldaduras, es un objetivo muy importante ya que la soldadora es cuello de botella en los procesos de galvanizado: si ésta falla, la línea continua se detiene y las pérdidas de producción y materia prima son muy importantes.

Una de las formas de relacionar los parámetros de soldadura es a través de una ecuación que nos permita evaluar la cantidad de calor puesta en juego en la soldadura. Obtenida la misma, será necesario conocer cuál debe ser el 'calor necesario' para que la soldadura no se despegue o bien no salga quemada. También se desearía establecer si la segunda rueda suelda o sólo efectúa un recocido y encontrar una expresión que relacione los parámetros ajustables:

- Corriente (i).
- Velocidad tangencial (v).

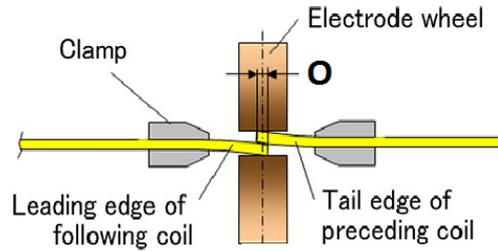


Figura 4: Esquema de overlap O de las chapas entre el par de ruedas de soldadura.

- Presión en la primera rueda (P_1).
- Presión en la segunda rueda (P_2).
- Espesor ($S_1 + S_2$).
- Overlap (O).

2 Trabajo durante el TAMI

Se decide ver el problema desde dos líneas de estudio. Por un lado desde el punto de vista global de balance energético y por el otro el local de la resolución de la ecuación del calor.

2.1 Balance energético

En una primera aproximación se realizó un balance de energía entre la entregada por el equipo y la que necesita el material para fundirse. Para simplificar el problema primero trabajamos como si tuviéramos un sólo par de ruedas (ver esquema en la Figura 4).

Si modelamos el problema como un circuito en el que está fija la corriente (trabajamos con corriente continua), las resistencias están relacionadas según se muestra en la Figura 6.

Consideremos un trozo de un cable conductor de longitud ℓ , por donde circula una determinada cantidad de corriente i , como se observa en la Figura 5.

La resistencia R en ese tramo del material conductor resulta:

$$R = \frac{\rho \ell}{A},$$

donde ρ es la resistividad del material y A es el área transversal que atraviesa dicha corriente.

El equipo asegura que entre las ruedas pasa una determinada cantidad de corriente. Cuando esa corriente pasa a través de las chapas se encuentra con la resistencia de cada chapa y también con la resistencia de contacto que se forma por estar las dos chapas apretadas entre sí. Como el área transversal que atraviesa la corriente se puede escribir como LO donde L es la longitud de contacto de la rueda con la chapa y O es el overlap entre las dos chapas, esas resistencias se pueden modelar como se muestra en la Figura 6, donde R_{Ch1} es la resistencia de la chapa 1, R_{Ch2} es la resistencia de la chapa 2, S_1 es el espesor de la chapa 1, S_2 es el espesor de la chapa

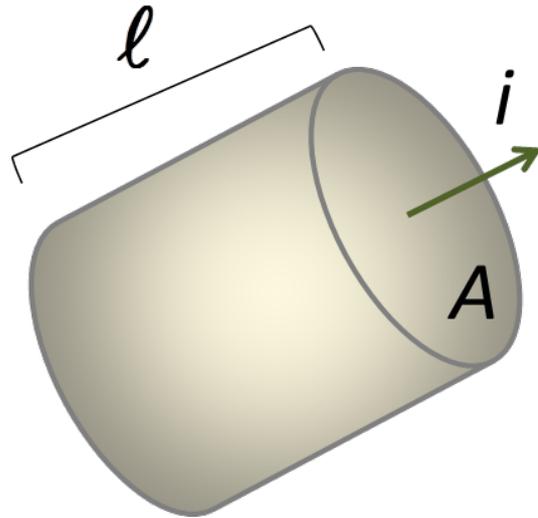


Figura 5: Tramo de material conductor por donde circula una corriente i .

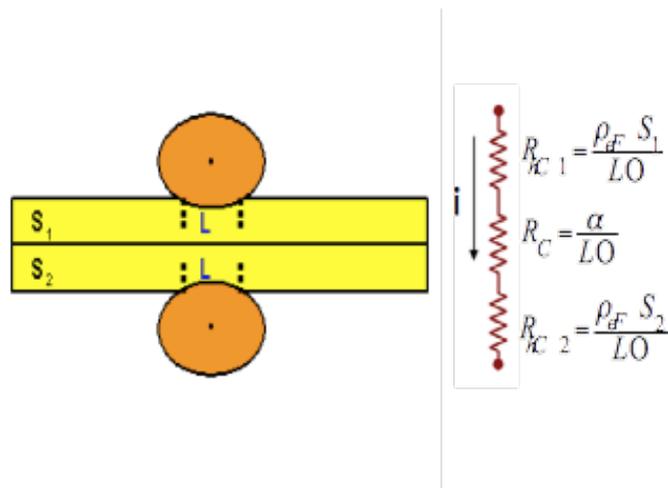


Figura 6: Modelado de las resistencias de las chapas y de contacto.

2, α es una constante que depende de la presión que realice la rueda sobre las chapas y ρ_{Fe} la resistividad del hierro.

Entonces la energía eléctrica disipada sería:

$$W = i^2 R \tau,$$

donde R es la resistencia total, i la corriente que entrega el equipo y τ el tiempo en el que se entrega esa corriente (L/v). En la literatura [1] se requiere que ese tiempo sea del orden del necesario para difundir calor en una chapa de espesor S , y se puede calcular como: $S = \sqrt{2D\tau}$, donde D es la difusividad del acero.

Entonces:

$$\tau = \frac{S^2}{2D} \approx 0.0292 \frac{\text{seg}}{\text{mm}^2} S^2 = \frac{L}{v}.$$

La energía entregada resulta:

$$W = i^2 \left(\frac{\rho_{Fe}(S_1 + S_2) + \alpha}{LO} \right) \frac{L}{v}.$$

Y esa energía debe ser igual a la necesaria para fundir el correspondiente volumen de material:

$$\Delta E_F V = \delta_{Fe} V C_E \Delta T_F = W,$$

donde ΔE_F es la energía interna del hierro por unidad de volumen a la temperatura de fusión, δ_{Fe} es la densidad del hierro, V es el volumen de material considerado, C_E es el calor específico del hierro y ΔT_F es el incremento de temperatura necesario para llevar a la chapa a la temperatura de fusión.

Igualando ambos términos obtenemos:

$$(S_1 + S_2)^3 v^2 O^2 \frac{H}{M} = i^2,$$

donde

$$H = \delta_{Fe} C_E \Delta T_F \left(0.0292 \frac{\text{seg}}{\text{mm}^2} \right), \quad \text{y} \quad M = \rho_{Fe}(S_1 + S_2) + \alpha,$$

son dos constantes (notar que quedan en función de α que es un parámetro que depende de la presión de las ruedas y es desconocido). Así queda relacionada la corriente i del equipo con la velocidad v de la rueda, el overlap O y el espesor S de las chapas.

A pesar de ser una primera aproximación chequeamos con las tablas de soldaduras exitosas que tenía el industrial.

Graficando el espesor i^2/P vs. S^2 , vemos que tienen una relación lineal (que es lo esperado, ya que M depende del espesor).

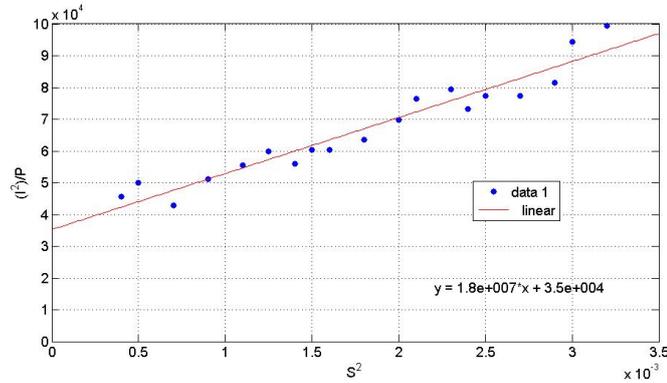


Figura 7: Ajuste lineal del gráfico de la corriente-presión vs. el espesor de las chapas.

También graficamos la constante α para tener idea de los órdenes de magnitud.

Se analizaron varias relaciones similares entre los valores de las tablas. Un problema con este abordaje es que se trata de configuraciones viables para obtener soldaduras exitosas, pero no óptimas.

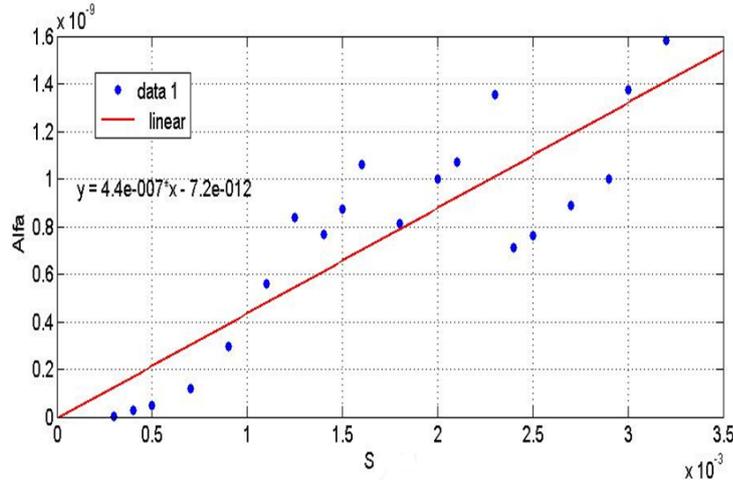


Figura 8: Ajuste lineal del gráfico del parámetro α vs. el espesor de las chapas.

Para incluir la influencia de la segunda rueda se procedió de la siguiente manera. Si suponemos que el primer par de ruedas es quien efectúa la soldadura, no hay resistencia de contacto para la segunda rueda. De manera que la resistencia total será:

$$R_T = R_{Ch_1} + R_{Ch_2} + R_c + R'_{Ch_1} + R'_{Ch_2},$$

donde R'_{Ch_1} y R'_{Ch_2} son las resistencias de las chapas cuando están calientes (ya pasó la primera rueda). Escribiendo el balance de energía en todo el cordón de soldadura, resulta:

$$V\Delta E_F = i^2 R_T \frac{a}{v},$$

donde $\Delta E_F = 6.67 \times 10^9 J/m^3$ es la energía necesaria para fundir una unidad de volumen de hierro, V es el volumen del cordón de soldadura, a es el ancho de la chapa, y v como antes la velocidad de las ruedas. Como el volumen del cordón se puede estimar como el producto del ancho, el espesor y el overlap, se tiene:

$$aSO\Delta E_F = i^2 R_T \frac{a}{v}$$

$$SO\Delta E_F = i^2 R_T \frac{1}{v}.$$

Y queda la relación entre la corriente i , la velocidad v y el overlap O en función de esa resistencia total R_T . Tratamos de sacar esa resistencia de los datos que teníamos en las tablas, pero no fue posible. El mayor problema es que dependiendo de la velocidad de las ruedas no siempre se calienta solamente el cordón de soldadura, sino una zona mayor.

Veamos entonces la segunda línea de estudio.

3 Resolución de la ecuación del calor

Esta ecuación diferencial intenta modelar el comportamiento de la temperatura del cordón de soldadura a lo largo del trayecto de la máquina (Figura 9). Por simplicidad se ha supuesto un

sistema fijo a la primera rueda y se ha pensado que el movimiento era realizado por la chapa y no por la soldadora, como ocurre en la realidad. La ecuación es básicamente una ecuación de calor, a la que se le añade un término de transporte, asociado a la velocidad, y un término que representa a la fuente de calor. Por características propias de la máquina considerada, hemos supuesto a la velocidad como una constante, mientras que la fuente es una función que vale cero en todos lados salvo para pequeños entornos alrededor de las ruedas. La fuente depende de varios factores: de la intensidad de corriente con que se alimenta a las ruedas (que es conocida), del contacto efectivo entre la rueda y la chapa, y de la resistencia efectiva que ofrece el sistema compuesto por las dos chapas solapadas. La condición de contorno modela la pérdida de temperatura entre la chapa y el ambiente. En rigor, el modelo total sería tetra dimensional, tres variables espaciales y el tiempo. Para simplificar el problema se tomó la decisión de analizar el caso estacionario, es decir, quitando la dependencia del sistema respecto del tiempo, y para simplificarlo aún más se ha quitado la dependencia de las variables espaciales perpendiculares al tránsito de la chapa.

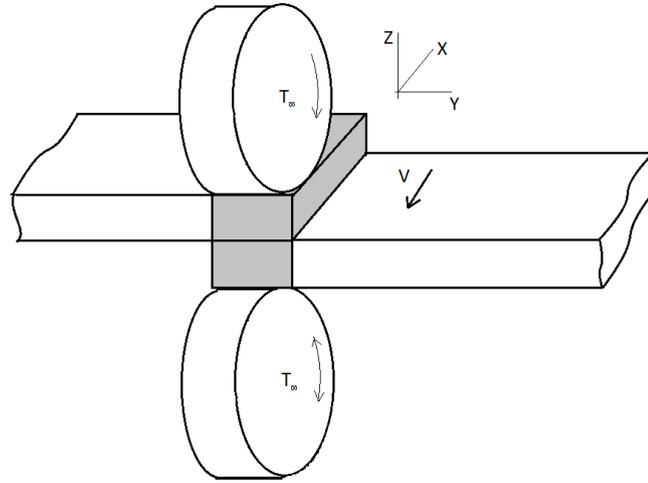


Figura 9: Esquema del cordón de soldadura entre el par de ruedas y el overlap de las chapas

Ecuación diferencial del modelo térmico (ecuación de la conducción del calor):

$$\rho C_P \left(\frac{\partial T}{\partial t} + v \frac{\partial T}{\partial x} \right) = \nabla \cdot (\kappa(T) \nabla T) + Q(x, t),$$

donde ρ es la densidad, C_P es la capacidad calorífica por unidad de volumen, $\kappa(T)$ es el coeficiente de conductividad térmica y $Q(x, t)$ el término asociado con la fuente de calor durante la soldadura en el volumen de la chapa.

Condición de contorno:

$$-\kappa(T) \nabla T \cdot n = h(T - T_\infty),$$

donde h es el coeficiente de intercambio convectivo.

Resolución unidimensional:

$$\rho C_P v \frac{\partial T}{\partial x} = (S_1 + S_2) O \frac{\partial T}{\partial x} \left(\kappa(T) \frac{\partial T}{\partial x} \right) - 2h(T - T_\infty) O + \frac{J^2}{\sigma} O (S_1 + S_2),$$

donde J es la densidad de corriente y σ la conductividad asociada a la chapa.

Esta simplificación tiene un cierto sentido práctico para una aproximación simple al problema pues en principio se intenta tener una idea de los cambios de temperatura promedio en cada punto del cordón. Se ha omitido, sin embargo, un término asociado a la radiación emitida por el material que podría introducir modificaciones considerables al modelo presentado.

Discretización de la ecuación diferencial del modelo térmico (Diferencias Finitas hacia atrás):

La representación de las soluciones de ecuaciones diferenciales no lineales en forma analítica no en todos los casos es posible. Nuestro modelo de la ecuación diferencial del transporte es una ecuación de segundo orden no lineal cuyo coeficiente de conductividad térmica depende de la temperatura T . El método de resolución aproximada que se aplica a esta clase de ecuaciones diferenciales es el de diferencias finitas. Este método consiste en sustituir los argumentos (x, T) de la ecuación de nuestro modelo térmico, por un conjunto discreto de puntos y en lugar de las funciones del argumento continuo se considera uno discreto. Las derivadas se aproximan mediante los cocientes respectivos de diferencias así la ecuación diferencial se sustituye por un sistema de ecuaciones algebraicas es decir, una ecuación en diferencias. Las condiciones de contorno también se sustituyen por sus correspondientes en diferencias [2]:

$$c_p \rho v \left(\frac{T_i - T_{i-1}}{\Delta x} \right) = \frac{1}{\Delta x} \left(\left(\frac{T_{i+1} - T_i}{\Delta x} K \frac{T_{i+1} + T_i}{2} \right) - \left(\frac{T_i - T_{i-1}}{\Delta x} K \frac{T_{i-1} + T_i}{2} \right) \right) - 2h(T_i - T_\infty)O + \frac{i^2 R + i^2 R_C}{L}.$$

En las Figuras 10 y 11, se presentan los gráficos obtenidos a partir de las simulaciones numéricas realizadas con el programa Matlab.

Las unidades son: temperatura en grados kelvin (K), la intensidad de corriente en Ampère (A), la velocidad en metros por segundo (m/seg) y la posición en metros (m).

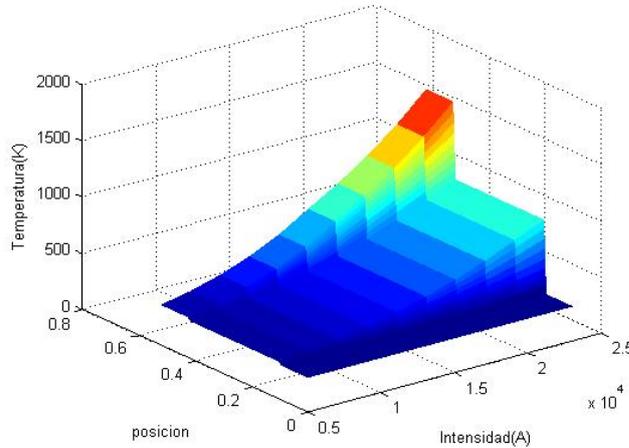


Figura 10: Dependencia de la temperatura respecto de la intensidad de corriente.

Los experimentos numéricos realizados han arrojado los gráficos expuestos, si bien se ha considerado que la conductividad térmica del material y su densidad no varían con la temperatura. Lo que se observa en los gráficos es que la temperatura sube abruptamente en las zonas donde se encuentran las ruedas y que la segunda rueda calienta hasta una temperatura mucho más

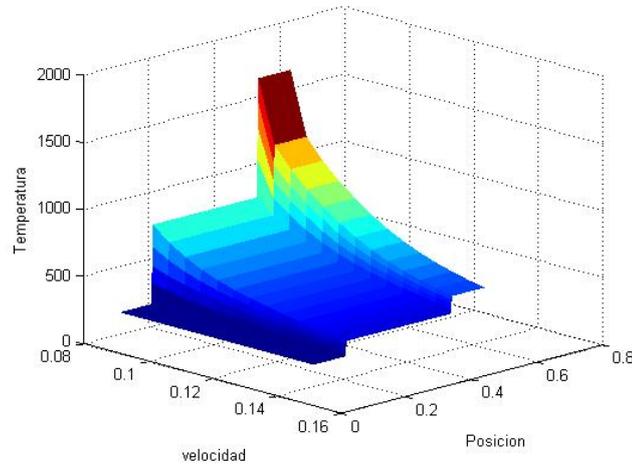


Figura 11: Dependencia de la temperatura respecto de la velocidad.

alta que la primera; este hecho parece ir en contra de la afirmación del proveedor del equipo (no coincidente enteramente con la experiencia industrial): la primera rueda suelda y la segunda recuece. A la hora de modelar el término fuente de la ecuación se ha pensado que en el paso por la primera rueda la resistencia que debía considerarse era la ofrecida por cada una de las chapas y por la resistencia de contacto mientras que en la segunda se tomó como resistencia la de una chapa de un grosor 1.35 veces mayor que el de una de las chapas originales. Es posible que las diferencias entre el modelo y la realidad sean debidas a la manera de modelar la resistencia de contacto y la resistencia del material ya soldado.

4 Conclusiones

Podemos hacer las siguientes sugerencias para mejorar el proceso de soldadura.

1. Para realizar un análisis más exhaustivo se necesitaría un conjunto de datos experimentales en los que se varíe un parámetro y los demás queden fijos. Esto nos permitirá tener, por ejemplo, un rango de corrientes útiles para soldar una chapa de determinado espesor. (La tabla de datos carece de la precisión necesaria).
2. Según la relación hallada y el análisis realizado se recomienda para el correcto funcionamiento de la máquina:
 - Calcular la velocidad relacionada con el espesor en función del tiempo característico.
 - Aplicar la menor presión posible en las ruedas delanteras.
 - Aplicar la mayor presión posible a las ruedas traseras.
3. Instalar voltímetros en las ruedas para medir la diferencia de potencial. Esto permitirá estimar la resistencia en función de la presión aplicada en cada rueda y cuantificar el aporte de energía de cada una.

4. Instalar un pirómetro infrarrojo bicolor o monocromático de alta resolución óptica para medir la temperatura de salida del segundo par de ruedas. Esto nos permitirá estimar la energía que se entrega al sistema.

Para la sugerencia 2:

Una velocidad más lenta que la recomendada para el espesor generará problemas de adhesión de hierro a la rueda de soldadura, mientras que una velocidad más rápida generará problemas de soldado insuficiente. El balance de presiones entre la rueda delantera y la trasera permite jugar con las resistencias de contacto: bajar la presión del par delantero incrementa la resistencia de contacto y aumenta por lo tanto la energía depositada por el mismo favoreciendo el soldado.

Para la sugerencia 3:

No conocemos la resistencia de contacto, pero si se tiene la posibilidad de medir la diferencia de potencial en las ruedas, se propone una manera de obtener dicha resistencia. Se conectan dos voltímetros como se muestra en la Figura 12, y modelamos todo como un circuito con resistencias conectadas en serie (Figura 13).

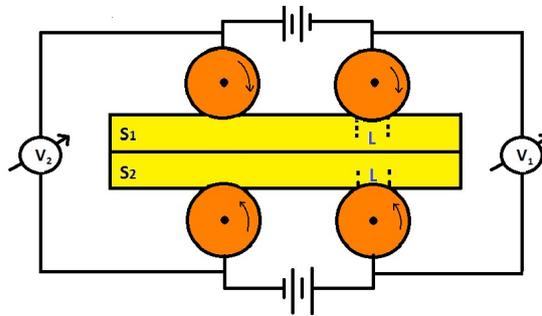


Figura 12: Diagrama de la conexión de los voltímetros.

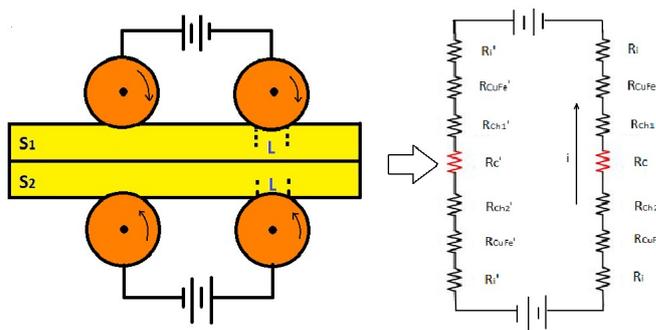


Figura 13: Modelo del circuito.

Donde la resistencia total del circuito viene dada por la expresión:

$$R_T = 2R_i + 2R'_{CuFe} + R'_{Ch_1} + R'_{Ch_2} + 2R'_i + 2R_{CuFe} + R_{Ch_1} + R_c + R_{Ch_2},$$

en donde:

$$\begin{aligned} R_i &= \text{Resistencia entre cojines y la rueda de cobre} \\ R_{CuFe} &= \text{Resistencia de contacto entre las ruedas y la chapa} \\ R_{Ch_1} &= \text{Resistencia de la primera chapa} \\ R_{Ch_2} &= \text{Resistencia de la segunda chapa.} \end{aligned}$$

Si se conectan los voltímetros como en la Figura 12, aplicando la ley de Ohm al circuito equivalente se obtiene: $\frac{V_1+V_2}{i} = R_T$, y de acá se puede hallar la resistencia de contacto en función de la presión de las ruedas.

Esta medición es factible de hacer y se puede realizar con la soldadora funcionando. Estarían otras resistencias incluidas pero pensamos que su contribución es muy chica.

Para la sugerencia 4:

Conociendo la energía W que se entrega al sistema y teniendo el valor de la resistencia total R_T , obtenemos una ecuación que relaciona los pocos parámetros del equipo:

$$W(1 + f(v)) = i^2 \frac{R_T}{vO}.$$

Donde se pone de manifiesto que la energía entregada depende de una función de la velocidad $f(v)$ (a menor velocidad se calienta una zona mayor).

5 Próximos trabajos

Para futuros estudios que se puedan llegar a realizar en base a este trabajo, se propone ampliar el modelo en derivadas parciales considerando las pérdidas laterales, es decir, plantear el problema para un modelo bidimensional de la ecuación del calor.

Referencias

- [1] Karagoulis, M.J., *Resistance Seam Welding*, General Motors Corporation.
- [2] Samarsky, A.A., Tijonov, A.N., *Ecuaciones de la Física Matemática*, Ed. MIR, 2ª ed.

Planificación y programación de tareas en una acería

SIEMENS

Responsable: Adrián Allende, SIEMENS

Participantes: Yamila Alen[†], Julieta Campos[†], Rocío Díaz Martín[‡], Alejandro Ladreyt^b, Nicolás Murrone[†], Ignacio Ojea[†], Lorena Stockdale[†], Sofía Ruiz Suárez[†], Mariano Vázquez[#] y Quimey Vivas[†]

[†]FCEyN - UBA

[‡]FAMAF - UNC

^bUTNRRo

[#]FI - UBA

1 El Problema

La producción de acero implica el procesamiento sucesivo de la materia prima en diferentes máquinas (equipos) que conducen, en última instancia a la máquina de colada continua, donde se realiza el volcado en moldes donde el material fundido se solidifica, dando la forma definitiva del producto deseado. Distintos productos y distintas calidades de acero requieren diferentes procesamientos a lo largo de la línea de producción. A su vez, cada producto admite distintas *recetas*. Una planta puede contar con más de una unidad de un mismo equipo. Además, cada equipo tiene asociadas ciertas tareas de mantenimiento con un tiempo de ejecución fijo y frecuencias mínimas y máximas para su realización.

La naturaleza de la máquina de colada continua (CCM por sus siglas en inglés²) la diferencia de los otros equipos. En primer lugar, este equipo es el último de todas las recetas, de modo que todos los productos deben pasar por él. Además, esta máquina debe estar procesando material permanentemente: detenerla y volverla a arrancar es un procedimiento lento y costoso que implica la interrupción de la producción durante horas. Estas particularidades hacen que la planificación de la producción para la CCM se realice usualmente con antelación y de manera independiente del resto de la producción, de acuerdo a los pedidos de los clientes. Típicamente hay varias unidades de CCM, pero éstas no son intercambiables; es decir que una vez realizada la planificación de tareas para cada máquina de colada continua éstas no pueden cambiarse de un equipo a otro.

Llamamos *orden* a cada tarea planificada para las CCM. Una orden viene dada por:

- El tipo de producto,
- El número de CCM en la cual debe realizarse el volcado,
- El tiempo en el que debe iniciarse el procesamiento de la tarea en la CCM indicada.

Cada producto, a su vez, tiene asociadas una cierta cantidad de recetas o rutas. Cada receta es una lista de tipos de máquinas y de tiempos de procesamiento en cada una de ellas. Debe

²Continuous Casting Machine

elegirse una única ruta para producir cada orden. Llamamos *tarea* a cada una de las etapas de la producción de una receta. Dado que las tareas correspondientes a las CCM son programadas de manera independiente, llamaremos *última tarea* de una orden, a la última tarea que debe realizarse, de acuerdo con alguna de sus recetas, *antes* de ingresar a la CCM correspondiente.

Dado un conjunto de órdenes, el problema consiste en planificar el cronograma de producción en todas las máquinas anteriores al CCM, de modo de garantizar que cada producto llegue a la CCM correspondiente en el tiempo estipulado. La planificación debe tener en cuenta las siguientes restricciones:

- Cada máquina puede procesar a lo sumo un producto a la vez,
- Un producto no puede ser procesado simultáneamente por dos máquinas.

Llamamos *solución factible* a una asignación de tareas a máquinas que satisfaga estas restricciones y *solución óptima* a aquella que minimice una cierta función objetivo.

Una dificultad extra es que la planta se encuentra siempre en funcionamiento, por lo que al momento de realizar una planificación se debe tener en cuenta el estado actual de la misma. Es decir, qué órdenes han sido iniciadas, qué equipos están ocupados y en qué momento se libera cada una de las CCM. Finalmente, debe tenerse en cuenta que la actividad de la planta está sujeta a diversos imponderables, por lo que las tareas no siempre se realizan en el tiempo estipulado, lo que obliga a considerar retrasos y a rehacer la planificaciones varias veces a lo largo del día.

Es importante remarcar que existen situaciones en las que no es posible realizar todas las órdenes en tiempo y forma. En estos casos es posible disminuir la velocidad de las CCM (dentro de cierto rango) para retrasar las tareas que deben ser procesadas en el corto plazo, permitiendo así que el resto de la planta procese las siguientes órdenes a tiempo. Si esta disminución de la velocidad no alcanzara, las CCM pueden detenerse. Como señalamos anteriormente, estas acciones son extremadamente costosas (en tanto reducen la productividad de la planta) y por lo tanto uno de los objetivos a cumplir es evitarlas.

Decimos que una planificación de tareas implica un *overlap* cuando el tiempo de finalización de la última tarea programada es *mayor* que el tiempo preestablecido para su ingreso en la CCM. Específicamente, decimos que el *overlap* es la diferencia entre estos tiempos, cuando sea positiva, y 0 en caso contrario. El objetivo principal es generar planificaciones con *overlap* nulo o, en caso de resultar imposible, con *overlap* mínimo. Es decir que el *overlap* así definido representa la función objetivo *natural* para el problema. Como veremos más adelante, es necesario introducir algunas modificaciones en este criterio para obtener resultados verdaderamente satisfactorios.

2 Descripción de la solución propuesta

2.1 Consideraciones previas

Una parte importante de nuestro trabajo consistió en obtener una descripción clara del problema. En un primer enfoque, lo abordamos como una variante del problema conocido en la literatura como Job Shop Scheduling, que corresponde a la clase \mathcal{NP} -Hard. Sin embargo, algunas particularidades del problema planteado lo hacían diferir de este modelo. Esencialmente: la existencia de diversos equipos de una misma clase, y la multiplicidad de recetas para la realización de cada producto. Estas diferencias hacían aún más complejo el planteo matemático del problema y, consecuentemente, su resolución computacional.

Algunas otras especificidades nos permitieron, en cambio, introducir simplificaciones que contrarrestaran estas dificultades intrínsecas. En primer lugar, observamos que desde el planteo el problema provee un ordenamiento inicial de la producción, dado por la planificación de las

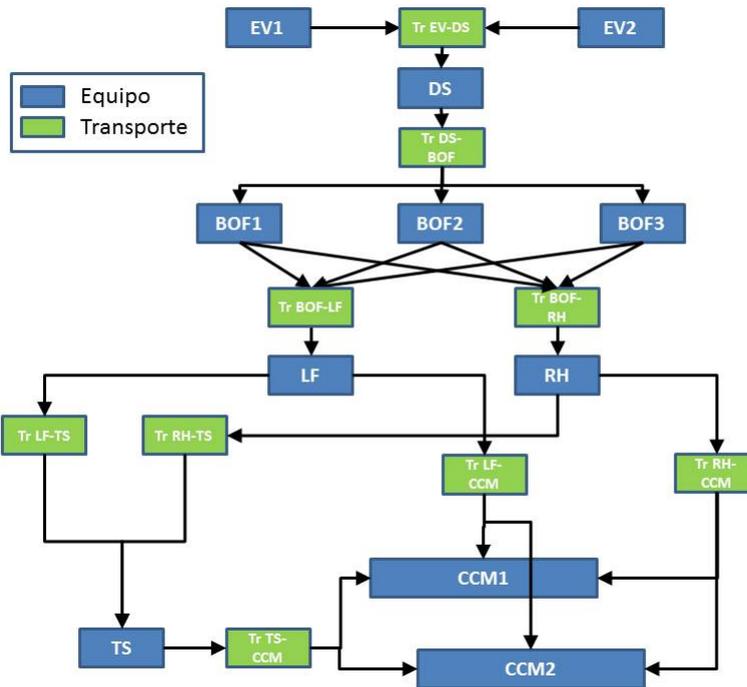


Figura 1: Esquema de las distintas unidades disponibles en una planta con el orden en que se utilizan.

órdenes en las CCM. Una planificación que altere, en algún punto de la línea, el orden prefijado para el inicio de los órdenes en las CCM implicará típicamente, la aparición de *tiempos muertos* para algún producto. Por ejemplo: supongamos que se tienen dos órdenes, o_1 y o_2 planificadas para ingresar en una misma CCM en ese orden. Supongamos, además, para simplificar, que estas órdenes tienen exactamente la misma receta. Si en estas condiciones decidimos comenzar el procesamiento de o_2 en la primera máquina de la receta *antes* de haber procesado o_1 , está claro que en algún momento de la producción o_2 deberá *esperar*, fuera de todos los equipos, mientras se concluye el procesamiento de o_1 , que debe ingresar a la CCM primero. Debe tenerse en cuenta que los distintos procesos de producción se realizan sobre el metal fundido, de modo que una espera de este tipo implica mantener el material caliente y resulta, por lo tanto, costosa y, en conclusión, indeseable. Estos tiempos muertos podrían no aparecer en ejemplos más complejos, gracias a la multiplicidad de máquinas de una misma clase y a la existencia de distintas rutas. Sin embargo, la variedad de recetas posibles es acotada, y la mayor parte de ellas comparten algunas etapas de procesamiento. En resumen: resulta natural sospechar que la solución óptima del problema respetará, a lo largo de toda la línea, el ordenamiento de los órdenes fijado para el ingreso en las CCM y que de producirse alteraciones de este orden, éstas serán la excepción y no la regla.

En vistas de esta observación decidimos plantear el problema asumiendo que el orden impuesto a priori para el ingreso de los productos en las CCM se respeta a lo largo de toda la línea. Esta restricción adicional elimina, en la práctica, una enorme cantidad de soluciones factibles, reduciendo, por lo tanto, el tamaño del problema. De esta manera, el problema se reduce a decidir, cuál de las posibles recetas debe utilizarse para la producción de cada orden y, en los

casos en que haya más de una máquina del mismo tipo, en cuál de ellas deberá procesarse.

A su vez, cuando existen distintas máquinas de una misma clase éstas se consideran, en principio, indistinguibles. Esto nos permitió introducir una nueva simplificación que consiste sencillamente en tomar las distintas máquinas de un mismo tipo como si se tratase de una única máquina con capacidad de procesamiento múltiple, en paralelo. De este modo, si una cierta orden o debe ser procesada, según alguna de sus recetas, en una máquina de tipo M , de la cual existen varias copias, nuestro planteo se limita a asignarla a *alguna* máquina de tipo M . Así, si contaríamos con dos asignaciones que difiriesen sólo en el hecho de que una de ellas coloca o en la máquina M_1 y otra en la máquina M_2 , éstas representarían, para nosotros, una y la misma solución.

Por otra parte observamos que en los ejemplos reales tanto el número de máquinas como la cantidad de recetas posibles para un mismo producto son pequeños. En vistas de esto, y luego de introducidas las simplificaciones antedichas, decidimos ensayar una estrategia que revisara exhaustivamente todas las planificaciones posibles, eligiendo la mejor. Naturalmente, este planteo implica el estudio de una cantidad de posibilidades que crece exponencialmente con el número de órdenes a planificar: si hubiese exactamente k recetas para cada producto, y n órdenes, tendríamos k^n posibles combinaciones de elecciones de recetas. Este hecho se ve parcialmente compensado por otra particularidad del problema: dada la naturaleza de una acería, las planificaciones tienen un tiempo de validez bastante corto. Existen diversos imponderables (retrasos en la producción, desperfectos en las máquinas, etc.) que hacen que los tiempos establecidos en una planificación se vean muy frecuentemente alterados, lo que obliga a replanificar permanentemente. De este modo, Si bien es deseable proyectar la planificación en el mediano plazo (algunos días), con el objeto de prever posibles problemas con antelación, sólo tiene sentido ser realmente exigentes en cuanto a la optimalidad de la solución en plazos cortos, de algunas horas.

A continuación realizamos una exposición matemáticamente detallada de nuestro planteo y comentamos algunas de las discusiones que surgieron en torno a la elección del criterio de optimización.

2.2 Detalles de la solución

Antes de desarrollar nuestro método de resolución es necesario detallar los datos con los que contamos. A saber:

- Clases de equipos utilizados. Esquemáticamente, consideraremos que tenemos una lista de clases de equipos:

$$E^1, E^2, \dots, E^m, CCM.$$

En principio, distinguimos con un nombre específico sólo a la máquina de colada continua (CCM). Más adelante mostramos un ejemplo real en donde cada clase toma el nombre con que se la designa habitualmente, de acuerdo a su función.

- Cantidad de equipos existentes de cada clase: numerados con subíndices: $E_1^i, \dots, E_{m_i}^i$ serán los distintos equipos de clase E^i . En los ejemplos reales, m_i es, para la mayoría de los casos, 1, y nunca mayor que 3. Notamos p a la cantidad total de máquinas: $p = \sum_i m_i$.
- Una lista de órdenes

$$\mathcal{O} = \{o_1, \dots, o_n\},$$

cada una de las cuales tiene asignada una máquina CCM (numeradas: CCM_1, CCM_2 , etc.) y un tiempo $t_{ccm}(i)$ en el cual debe comenzar a procesarse en la CCM correspondiente.

- Cada orden o_j tiene asociada una lista de posibles recetas:

$$\mathcal{R}(o_j) = \{r_1^j, \dots, r_{k_j}^j\}.$$

Típicamente k_j oscila entre 1 y 4.

- A su vez, cada receta está formada por una tabla que contiene los tipos de máquinas en los cuales debe procesarse el producto de acuerdo a la receta, y los tiempos de procesamiento en cada una de ellas. La Tabla 4 muestra esquemáticamente el aspecto de una ruta.

Tipo de Equipo	Tiempo de ejecución
$E_1^{r_k^j}$	$d_1^{r_k^j}$
$E_2^{r_k^j}$	$d_2^{r_k^j}$
\vdots	\vdots
$E_{n_{j,k}}^{r_k^j}$	$d_{n_{j,k}}^{r_k^j}$

Tabla 4: Tabla correspondiente a la ruta r_k^j : ruta k para la orden j .

En rigor, para cada clase de equipo se consignan *tres* tiempos: duración mínima, duración promedio y duración máxima. El mínimo es alcanzable exigiendo la máquina, y puede ser utilizado en algunos casos para acelerar el proceso de producción. El máximo, puede ser útil para prolongar la estadía de un producto en una determinada máquina a fin de evitar que pase tiempos de espera fuera de la línea. La duración promedio representa el tiempo estandar de procesamiento. Dado que éste es el más típicamente usado, fue el único que consideramos en nuestro planteo, aunque los tiempos mínimo y máximo fueron tenidos en cuenta luego, cuando discutimos postprocesamientos con el objetivo de mejorar la calidad de la solución obtenida.

- Se especifica cada cuántas tareas debería realizarse un mantenimiento en cada clase de equipos y cuál es el tiempo de duración del mismo.
- El registro del estado de cada equipo en el momento en que se comienza la programación (tiempo inicial), donde se indica lo que resta para que se libere cada una de los mismos. En la práctica este registro es un vector

$$T^{inicial} = (t_1^{inicial}, \dots, t_p^{inicial}),$$

que indica el momento en que se liberará cada máquina tomando como tiempo 0 el instante actual.

De acuerdo a las simplificaciones introducidas anteriormente, consideramos que una solución viene dada por una elección de receta para cada orden, bajo la forma de un vector:

$$s = (s_1, \dots, s_n), \tag{1}$$

donde $s_i \in \mathcal{R}(o_i)$. El objetivo es, entonces, hallar un vector s^* que minimice alguna función objetivo apropiada.

Es importante remarcar que, dadas las consideraciones previas, un vector s como el de (1) nos permite reconstruir perfectamente la asignación de tareas a máquinas. Para realizar

esta asignación procedemos del siguiente modo: dado un vector $s = (s_1, \dots, s_n)$, lo analizamos secuencialmente: tomamos la orden o_1 y revisamos la receta elegida, s_1 . Leemos entonces la tabla de equipos y tiempos correspondiente a s_1 , y el vector de estado T^{inicio} . Asignamos o_1 a la máquina de tipo $E_1^{s_1}$ que más rápidamente se libere. De haber más de una, elegimos la de menor numeración. El tiempo en el cual la máquina se libera es almacenado como $t_1(o_1)$, el tiempo de inicio del primer proceso de la orden o_1 . Además, actualizamos el tiempo de inicio de la máquina a $t_1(o_1) + d_1^{s_1}$: esto equivale a *marcar* la máquina como ocupada hasta que el momento en que concluye el procesamiento de o_1 . Luego repetimos este procedimiento para la segunda etapa de producción de o_1 según s_1 , tomando como tiempo de inicio $t_2(o_1)$ al mínimo entre el instante en que la máquina correspondiente se libera y el momento en que la orden o_1 sale de la máquina anterior ($t_1(o_1) + d_1^{s_1}$), etc. Este procedimiento se reitera hasta completar la asignación de máquinas para *toda* la producción de o_1 . A continuación se realiza la asignación para o_2 , etc.

Siguiendo este procedimiento, cada asignación queda unívocamente determinada por un vector de recetas s .

En principio, nuestra propuesta de solución consiste en, dado un conjunto de órdenes, estudiar todos los posibles vectores de recetas s , evaluar un funcional y tomar el vector s^* que resulte óptimo según dicho funcional. La elección del funcional no es sencilla: discutiremos este tema en la siguiente sección.

El primer problema que surge a partir de este planteo es que, como señalamos anteriormente, la cantidad de posibles vectores s es exponencial en el número de recetas por producto. En el ejemplo más complejo que analizamos las recetas se definen de manera binaria, a través del paso o no por una determinada máquina, por lo cual hay 1, 2 ó 4 rutas por producto. Si asumimos un promedio de 2 rutas posibles por orden, tenemos que la cantidad de vectores s es 2^n , lo cual limita el valor de n al rango 2 – 8, si se quiere obtener una solución en un tiempo razonable. Esto hace que un método de estas características sólo pueda resultar útil para problemas en los que se desea distribuir pocas órdenes, o en los que haya muy pocos productos que admitan más de una ruta posible.

Con esta limitación en mente, decidimos procesar las órdenes por tandas pequeñas. De este modo, introducimos un parámetro $\lambda \in \mathbb{N}$, que indica la cantidad de órdenes de cada tanda. Así, analizamos las primeras λ órdenes, obteniendo la asignación óptima. Luego, analizamos las órdenes $o_{\lambda+1}, \dots, o_{2\lambda}$, tomando como estado inicial los tiempos en los que los equipos se liberan al concluir las primeras λ , etc. Es importante remarcar que, a partir de la segunda tanda la solución obtenida deja de ser óptima. Sin embargo, como indicamos más arriba, la optimalidad de la planificación sólo es realmente importante en el corto plazo, puesto que las inevitables alteraciones que se producirán en ella al momento de llevarla a la práctica obliga a replanificar cada pocas horas. Los tiempos medios de producción son tales que basta con procesar una tanda de entre cuatro y seis órdenes para obtener una planificación de varias horas, lo que hace que la estrategia de tandas provea buenos resultados: óptimos en el corto plazo y suficientemente buenos en el mediano.

2.3 Funciones objetivo

Recordemos que decimos que una asignación de tareas a máquinas implica un *overlap* cuando el tiempo de finalización de una orden en la máquina inmediatamente anterior a la *CCM* es posterior al tiempo prefijado para su ingreso en el *CCM*. Cuantificamos el *overlap* como la diferencia entre estos tiempos, cuando es positiva, y 0 cuando no.

El objetivo central del problema, tal como nos fue planteado, consiste en conseguir una asignación de órdenes a máquinas que garantice que cada orden llegará a la *CCM* correspondiente en el tiempo planificado a priori. Es decir: asignaciones con *overlap* total nulo. Esta meta, así

presentada, no incluye ninguna *cuantificación* que nos permita distinguir entre dos soluciones que evitan el *overlap*. Por otra parte, un aspecto del problema que hasta aquí no hemos tenido en cuenta es la necesidad de asignar a cada máquina tareas de mantenimiento. Estas tareas no tienen un orden prefijado, sino que deben realizarse periódicamente, cada cierta cantidad de órdenes procesadas (con cierto margen de tolerancia). Al no poder ser analizadas del mismo modo que las órdenes comunes, los mantenimientos deben ser considerados específicamente. Nuestro enfoque general los excluye, pero aspira a incorporarlos a posteriori, introduciéndolos en los *huecos* que deje la planificación.

Si se adopta como único criterio de optimalidad la minimización del *overlap*, pequeñas variaciones en la implementación del programa podrán arrojar soluciones muy distintas. De entre las muchas soluciones posibles, sólo algunas generarán los huecos necesarios para incluir las tareas de mantenimiento. Por otro lado, al adoptar la estrategia de procesamiento por tandas, observamos que no basta con que la primer tanda sea planificada sin *overlap*: por el contrario, es necesario elegir, entre las distintas soluciones parciales que evitan el *overlap*, alguna que deje tiempos suficientemente holgados para posibilitar la distribución de la siguiente tanda. Ensayamos un par de alternativas para cumplir con estos objetivos.

En primer lugar, observamos que al utilizar un criterio único de *overlap* nulo, el programa tendía a acumular tareas en una misma máquina, o en máquinas de un mismo tipo. Es decir: tendía a seleccionar recetas que repetían las clases de máquinas. Esto producía cuellos de botella que sólo se hacían perceptibles al cabo de algunas tandas, cuando los efectos negativos de esta acumulación no podían ser resueltos. Para combatir este comportamiento elaboramos un funcional que, teniendo como criterio principal evitar el *overlap*, incluía un término de penalización que buscaba soluciones que utilizaran lo más equitativamente posible los distintos equipos. Los resultados obtenidos con este criterio mejoraron significativamente las soluciones.

Paralelamente, ensayamos también un criterio más tradicionalmente utilizado en problemas de scheduling. Llamamos *lead-time* de una orden al tiempo que lleva procesarla, desde el momento en que se introduce en la primer máquina, hasta que sale de la última. En nuestro caso, dado que el tiempo de finalización en la *CCM* está prefijado, calculamos el *lead-time* tomando como última máquina a la inmediata anterior a la *CCM*. Implementamos, así, una versión de nuestro programa que buscaba minimizar el máximo *lead-time*, entre todas las ordenes analizadas.

En la siguiente sección mostramos los resultados obtenidos con estos funcionales, para distintos ejemplos.

3 Resultados

Durante el TAMI trabajamos sobre dos ejemplos. Consignamos aquí sólo los detalles del segundo, cuyas características lo hacen más realista. Remarcamos, sin embargo, que a partir de pequeñas alteraciones en los tiempos de inicio en las *CCM* fabricamos variantes de este ejemplo, con el objetivo de probar en nuestro algoritmo en situaciones ligeramente distintas. El esquema de la planta correspondiente a este ejemplo es el que se ve en la Figura 1. Existen siete clases de máquinas: *EV*, *DS*, *BOF*, *LF*, *RH*, *TS*, y finalmente, las *CCM*. Hay dos máquinas de tipo *EV*, tres de tipo *BOF* y dos *CCM*, mientras que de las otras sólo se cuenta con una. Además, deben tomarse en consideración los equipos que realizan el transporte entre una máquina y otra. La planta produce ocho clases de productos, identificadas con las letras: *A*, *B*, *C*, *D*, *E*, *F*, *I*, *P*. Hay cuatro rutas posibles para los productos *A*, *C*, *D*, *E*, *F* y *P*, dos rutas posibles para *B* y una única ruta para los productos de tipo *I*. Las diferentes rutas se generan a través de elecciones binarias: al salir de un equipo *BOF*, ciertos productos pueden continuar su procesamiento tanto en *LF* como en *RH*, abriendo dos alternativas. A su vez, concluido el paso por *LF* o *RF*, algunos

productos pueden ser enviados directamente a la *CCM* correspondiente, o bien pasar previamente por *TS*, generándose otras dos alternativas. Es importante remarcar que las distintas rutas implican procesar de modo ligeramente distinto la materia prima, para obtener el mismo producto: por lo tanto no sólo varían las máquinas por las cuales debe conducirse la materia prima, sino los tiempos de procesamiento en cada una de ellas. El ejemplo especificaba más de cien órdenes, cada una de las cuales correspondía a alguno de los tipos de productos especificados. En la versión original, la segunda *CCM* comenzaba a ser utilizada recién luego de haberse procesado en la primera una gran cantidad de productos. Para plantear una situación más exigente, corregimos este dato adelantando las órdenes de la *CCM*₂ de modo que esta comenzara a trabajar casi al mismo tiempo que la *CCM*₁. Todos los resultados expuestos corresponden a esta situación.

Realizamos dos implementaciones de nuestro algoritmo, una en *Matlab* y una en *Python*. Hay algunas diferencias entre ambas, especialmente en ciertas rutinas propias de ambos lenguajes, como las utilizadas para la lectura de datos. Los resultados obtenidos son esencialmente los mismos en ambos casos, salvo por los tiempos de ejecución, mayores para la implementación en *Matlab*.

La Figura 2 muestra gráficamente la solución dada para los primeros 12 productos del ejemplo, a través de un *diagrama de Gantt*: en el eje horizontal se grafica el tiempo y en el vertical, las máquinas. Cada producto se identifica con un color: cada barra de un cierto color indica el lapso de tiempo durante el cual el producto permanece en la máquina correspondiente a la fila.

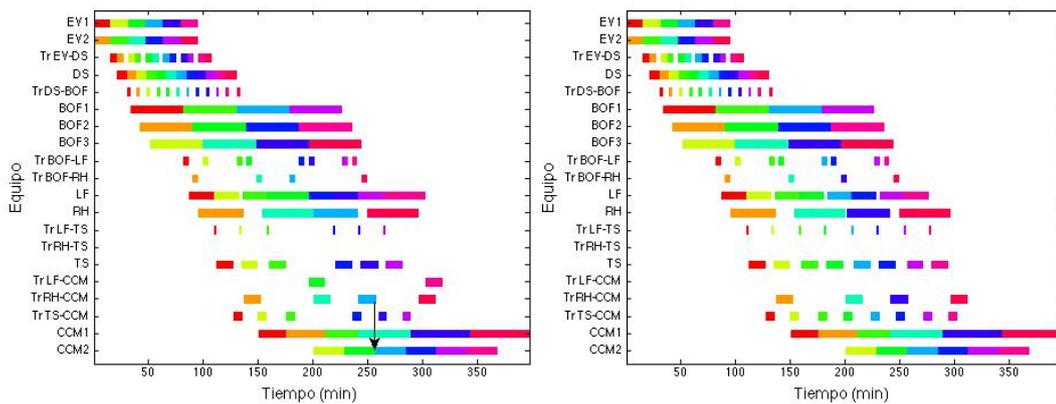


Figura 2: Diagramas de Gantt para 8 productos, procesados en dos tandas de 4.

Estos diagramas, generados por la implementación en *Matlab*, muestran la asignación obtenida al procesar los datos en tres tandas de cuatro productos. A la izquierda se ve el resultado alcanzado al utilizar una función objetivo que busca sólo evitar el overlap. Como señalamos anteriormente, al actuar de manera directa sólo en el corto plazo, este criterio de optimización puede traer problemas luego de la primera tanda. Ésta es la situación del ejemplo, donde se produce un overlap de dos minutos en el séptimo producto (es decir, en la segunda tanda), indicado en la figura con una flecha que conecta la última tarea planificada para la séptima orden, con su respectivo ingreso en la *CCM*. Este sencillo ejemplo muestra que el criterio de optimización *natural* no da buenos resultados aplicado a tandas cortas. En el Gantt de la derecha se ve el resultado de procesar los mismos doce productos, en tres tandas de cuatro, pero utilizando un funcional que entre las distintas soluciones que evitan el overlap elige aquella que minimiza el lead-time máximo. Como se ve: la utilización de este funcional resuelve el problema del overlap de la segunda tanda.

3.1 Postproceso

Más allá de la evidente mejora en el resultado lograda a través de una elección cuidadosa del criterio de optimización, la asignación obtenida a partir de la minimización del máximo lead-time tiende a realizar las tareas tan pronto como sea posible. Esto hace que muchos productos concluyan su paso por los equipos previos a la *CCM*, mucho antes del momento en que deben ingresar en ella, generándose así tiempos muertos que sería deseable evitar. Este mismo fenómeno se observa con el funcional que busca equilibrar el uso de los distintos equipos. En rigor: se trata de un inconveniente inherente a la metodología adoptada: cualquiera sea el funcional elegido, el procesamiento por tandas induce a buscar estrategias que *compriman* tanto como sea posible los tiempos totales de producción *previos* a las *CCM*, para dar margen para la asignación de las siguientes tandas.

Con el objetivo de corregir estos tiempos muertos introdujimos una rutina de postprocesamiento, que simplemente mueve todas las tareas hacia adelante, tanto como sea posible. De este modo, en la planificación definitiva cada producto ingresa en la primer máquina de su ruta con el tiempo justo para cumplir con el cronograma impuesto para las *CCM*.

En la Figura 3 mostramos los diagramas de Gantt correspondientes a la distribución (óptima) de los cuatro primeros productos del ejemplo, antes y después de aplicado el postprocesamiento. Estos gráficos fueron obtenidos a través de la implementación en Python.

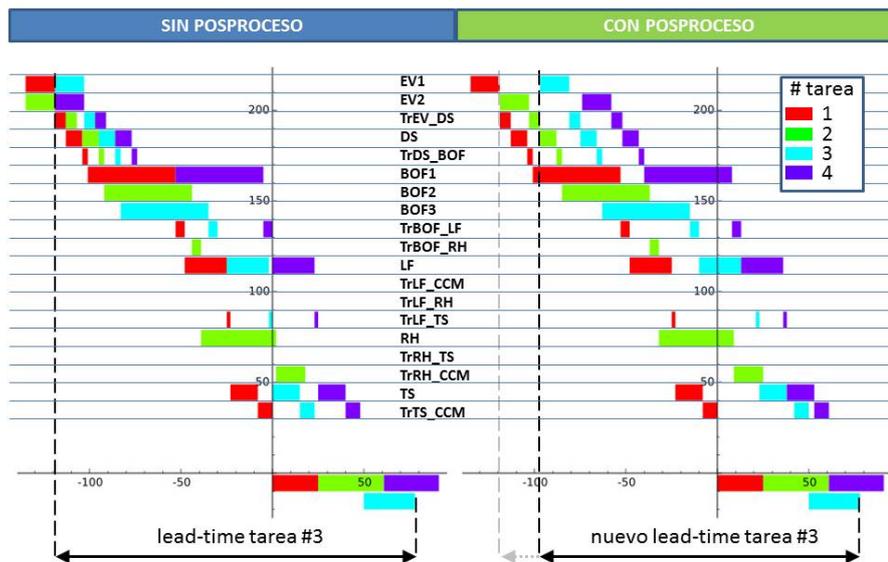


Figura 3: Efecto del postproceso.

Es importante recordar que el programa minimiza el lead-time entre las tareas cuyos tiempos puede controlar, es decir: calculando el lead-time como la diferencia entre el fin de la última tarea *previa* a la *CCM* y el inicio de la primera. Al agregar a este esquema el procesamiento en la *CCM*, el lead-time de todas las órdenes se ve agrandado no sólo a causa de la duración de la tarea en la *CCM* sino también por el tiempo de espera que debe transcurrir entre el fin de los

procesos programados y el ingreso en la *CCM*. Al eliminar (o reducir al mínimo posible) este tiempo muerto, el postprocesamiento logra, en la práctica, reducir el lead-time *total* (incluidas las *CCM*) de todas las órdenes. Este efecto está indicado esquemáticamente en la Figura 3.

3.2 Estrategia de Ventana

Uno de los principales defectos de nuestro planteo es que la asignación se realiza a corto plazo, sin posibilidad de prever si las decisiones tomadas en un momento tendrán efectos negativos en el futuro. Con la intención de corregir esto, aunque sea parcialmente, decidimos ensayar una variante a la que llamamos *estrategia de ventana*.

Esencialmente se trata de seguir la filosofía del procesamiento por tandas, con una ligera modificación. El algoritmo procesa una tanda de μ productos, y calcula la solución óptima para ellos. Sin embargo, sólo acepta la planificación correspondiente a los primeros λ productos ($\lambda < \mu$). La siguiente tanda también contendrá μ órdenes, a saber: las órdenes $\lambda + 1, \dots, \lambda + \mu$. Nuevamente, se calcula la asignación óptima (dada la planificación determinada anteriormente para las primeras λ) pero se conservan sólo λ productos de la nueva tanda, completando así 2λ órdenes, etc.

Naturalmente, una estrategia de este tipo es más costosa en cuanto a tiempos de ejecución, dado que se estudian productos que, en la práctica, no van a ser programados, y que deberán ser analizados nuevamente en la siguiente iteración. Sin embargo, al implementarla esperábamos que la *ventana* de λ órdenes sirviera para que el programa *previera* los posibles problemas futuros y se anticipara a ellos, haciendo planificaciones parciales que no fueran óptimas en el corto plazo, sino en el mediano.

Lamentablemente los resultados obtenidos no fueron tan buenos como esperábamos, en la medida en que no representaron una mejora *clara* respecto del algoritmo por tandas. Algunos ejemplos en los que aparecía overlap al aplicar el método de tandas pudieron ser resueltos sin overlap gracias a la ventana. Hubo otros, en cambio, en los que el algoritmo de ventana arrojaba overlaps que el método de tandas había conseguido evitar.

En cualquier caso, consideramos que la estrategia de ventana amerita un estudio más detallado, a través de su aplicación a una variedad más amplia de ejemplos.

3.3 Tiempo de ejecución

Como ya señalamos, el tiempo de ejecución de la implementación en *Python* es menor que el de la implementación en *Matlab*. La Figura 4 muestra el tiempo que tardó cada uno de los programas en ejecutarse al procesar las primeras 100 órdenes del ejemplo, en función de la cantidad de productos analizados en cada tanda.

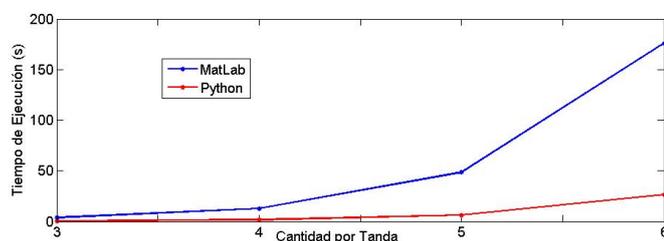


Figura 4: Tiempos de ejecución de las distintas implementaciones.

Se observa que el tiempo de ejecución de la implementación en `Matlab` crece rápidamente al punto de hacerse prohibitivo para tandas de más de seis productos. Estos resultados, sin embargo, deben tomarse con sumo cuidado, dado que no contamos con tiempo suficiente para hacer una revisión integral de la implementación que optimizara sus subrutinas. Resulta, por lo tanto, perfectamente posible que el costo en tiempo de ejecución en `Matlab` se deba más a las imperfecciones del código que al entorno elegido.

Más importante es señalar que los tiempos de ejecución de la implementación en `Python` son muy buenos, pudiéndose procesar cien órdenes en tandas de a ocho en tiempos razonables. Es importante remarcar que, dados los tiempos característicos de procesamiento en las distintas máquinas, al procesar una primer tanda de ocho órdenes se obtiene la planificación óptima para aproximadamente unas cuatro horas de trabajo de la acería. A su vez, cien órdenes representan aproximadamente dos días de trabajo. Esto indica que nuestra estrategia *golosa*, con análisis exhaustivo de todas las posibilidades y elección de una solución óptima a corto plazo se ajusta a los requerimientos de una planta real, y podría, por lo tanto, ser llevada a la práctica.

3.4 Distintos funcionales

Realizamos varios experimentos para analizar la efectividad de las funciones objetivo estudiadas. Los resultados obtenidos se muestran en la Figura 5. Allí se muestra la duración del overlap arrojado por la solución al procesar cien órdenes, en función de la cantidad de productos analizados en cada tanda. La curva roja representa la función objetivo que sólo busca evitar el overlap. Como se ve, el efecto señalado anteriormente en la Figura 2 se agrava al analizar un mayor número de órdenes. La curva verde corresponde a la función objetivo que entre las soluciones parciales que evitan el overlap elige aquella que mejor equilibre el uso de los distintos equipos. Finalmente la curva azul representa la combinación entre minimización de overlap y minimización de máximo lead-time.

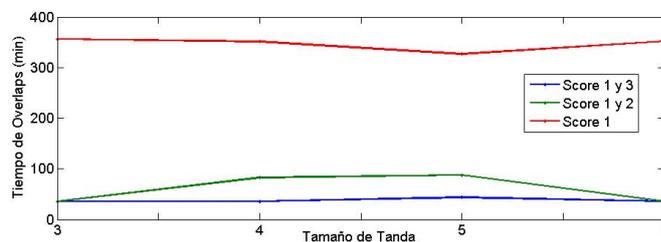


Figura 5: Func

4 Trabajo Futuro

A continuación detallamos algunos aspectos del problema que, dadas las limitaciones de tiempo, no tuvimos oportunidad de estudiar en profundidad:

4.1 Tareas de mantenimiento

En cada máquina deben realizarse tareas de mantenimiento. Estas tareas tienen una duración predeterminada, pero no un momento preciso para ser llevadas a cabo. Por el contrario, lo que

se tienen son cotas que indican que el mantenimiento se debe realizar después de completadas cierta cantidad de tareas, y antes de haber procesado un cierto número máximo de tareas. Estas particularidades hacen que las tareas de mantenimiento no puedan ser estudiadas del mismo modo que las tareas que corresponden a las distintas instancias de producción de cada orden. Por tal motivo las excluimos de nuestro enfoque inicial, con la intención de incluirlas a posteriori.

Creemos que la forma de las soluciones obtenidas, luego del postprocesamiento, puede ser aprovechada para agregar los mantenimientos. En efecto: el postprocesamiento posterga tanto como se pueda cada una de las tareas planificadas; esto reduce al mínimo los tiempos de espera de los *productos* entre una máquina y otra pero genera, en cambio, tiempos de espera en las máquinas, entre la salida de un producto y la llegada del siguiente. Este efecto se aprecia claramente en la Figura 3. Complementariamente, lo ilustramos en la Figura 6, donde se muestra la solución obtenida para la planificación de las primeras veinticuatro órdenes, en tandas de a cuatro.

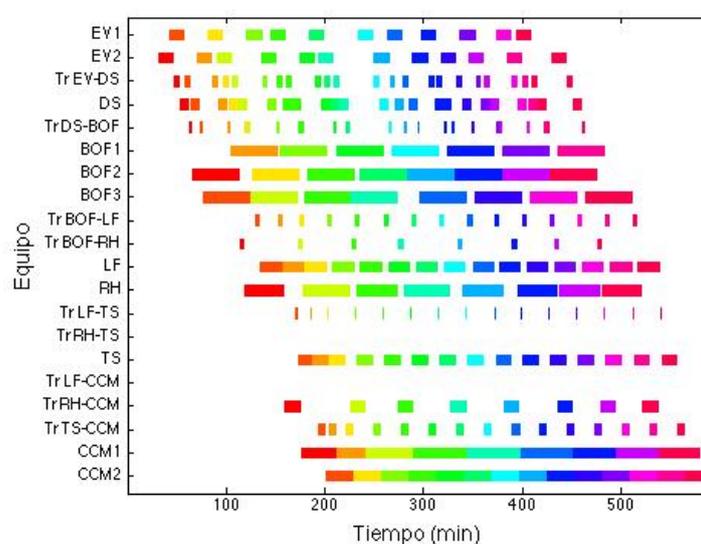


Figura 6: Solución para las primeras 24 órdenes, con postprocesamiento. Se observan tiempos muertos en el trabajo de las distintas máquinas.

Esos tiempos muertos son, en los ejemplos analizados, lo suficientemente holgados como para permitir la inserción de las tareas de mantenimiento.

A estos fines puede resultar de utilidad tomar en cuenta los tiempos máximos y mínimos estipulados para el procesamiento de cada tarea, que nosotros no consideramos (dado que tomamos sólo el tiempo promedio). Esencialmente: si el tiempo de espera de una máquina no fuera lo suficientemente amplio como para introducir un mantenimiento, podría reducirse el tiempo de procesamiento de las tareas planificadas para inmediatamente antes e inmediatamente después de la espera para ampliar así el margen de tiempo inactivo del equipo.

Lamentablemente, no tuvimos oportunidad de implementar estas ideas.

4.2 Corrección del overlap

En el caso de que una determinada orden o produzca overlap existe la posibilidad de reducir la velocidad de la *CCM* correspondiente durante el procesamiento de las órdenes anteriores a o y

de este modo postergar el ingreso de o en la CCM . Naturalmente, esta reducción de velocidad tiene un límite, traspasado el cual no queda más remedio que detener la máquina, lo que implica inevitablemente una parada en la producción de varias horas. Teniendo esto en mente sería deseable que el programa que realice la planificación sea capaz de prever la aparición de overlap y sugiera la reducción necesaria de velocidad para corregirlo.

Si bien no tuvimos oportunidad de llevar esta idea a la práctica de manera acabada, implementamos una corrección del algoritmo que detecta la aparición del overlap y desplaza hacia el futuro las tareas de la CCM con superposición, tanto como sea necesario para evitarla. Este agregado no representa mayor costo computacional, de modo que el algoritmo con esta corrección sigue resultando perfectamente operativo. Una implementación más cuidadosa de esta idea sólo requeriría incluir algunos detalles técnicos, como la modificación de los datos de duración de las tareas en el CCM . Sin embargo, para ello sería necesario contar con información que no tuvimos a nuestra disposición, como por ejemplo: los rangos admisibles de velocidades de las CCM .

4.3 Mejoras en el rendimiento

Los experimentos realizados a partir de la implementación en Python se ejecutaron en tiempos perfectamente aceptables en la práctica. Todo indica que una codificación más cuidada en un lenguaje más apropiado para la versión final debería reducir aún más los tiempos de ejecución. Sin embargo, consideramos que resultaría relativamente sencillo incluir en el programa rutinas del tipo *Branch & Bound* que, al analizar un determinado vector de rutas s , estimen cotas para el funcional, que permitan *descartar* s , cuando ya se haya analizado alguna otra posibilidad s' cuyo valor sea inferior a la cota estimada para s . De este modo se reduciría el número de soluciones estudiadas y por lo tanto el tiempo total de ejecución. Una *poda* significativa de soluciones permitiría ampliar el número de ordenes de cada tanda, mejorando la previsión a futuro.

5 Conclusiones

Los experimentos realizados indican que la estrategia adoptada permite resolver satisfactoriamente distintas instancias del problema, incluso con características realistas. Los resultados obtenidos son, por lo tanto, prometedores e indican que nuestro enfoque podría ser utilizado provechosamente en una acería.

Independientemente de los ejemplos con los que contamos es importante remarcar que nuestras implementaciones muestran que las características del problema permiten adoptar una metodología de *fuerza bruta*, que haga un análisis exhaustivo de las posibilidades, para obtener una solución óptima en el corto plazo. Ésto sólo es posible gracias a la simplificación introducida al suponer que el orden en que son procesados los distintos productos queda fijado por el orden en que está planificada su llegada a las CCM . Sin embargo, esta simplificación es razonable y se ajusta a la naturaleza del problema. Consideramos que eventualmente podrían implementarse rutinas de postprocesamiento que buscaran mejorar la solución al introducir permutaciones locales entre distintas órdenes.

Detección de surgencias durante la perforación de pozos de petróleo

Y-TEC

Responsable: Gabriel Horowitz, Y-TEC

Participantes: Juan Arriola[†], José Bavio[†], Guillermo Cosarinsky[‡], Lucas Fernández Piana[♭], Iván Medri[‡], Sebastián Velázquez[♭] y Adrián Will^{*}

[†]DM - UNS

[‡]ENDE - CNEA

[♭]FCEyN - UBA

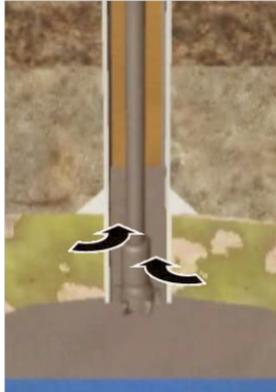
[‡]FAMAF - UNC

^{*}FACET - UNT

1 El Problema

En los pozos petroleros, durante las etapas de perforación, existe la probabilidad de que se origine una surgencia.

Llamamos influjo o surgencia a la entrada de fluidos provenientes de la formación al pozo, generado por un desbalance entre la presión de formación y la presión hidrostática del fluido de control.



Si el brote no es detectado a tiempo y no se aplican las medidas correctas en superficie para manejarlo o no se tiene integridad en los sistemas superficiales de control, éste puede manifestarse de forma violenta en superficie, con todo el potencial contenido en la formación productora y sin poder manejar los fluidos a voluntad. En la industria petrolera, a esta condición se le conoce como “descontrol de pozo”.

Si bien la ocurrencia de los brotes confirma la presencia de hidrocarburos, es sumamente importante que durante la intervención en un pozo, cualquiera que sea su objetivo, se eviten estos eventos.



El evento de surgencia puede ocurrir en distintos momentos de tareas en el pozo, durante actividades de perforación donde se está inyectando lodo en el pozo o durante momentos de no perforación donde no se inyecta lodo al pozo y la bomba se encuentra apagada [1].

2 Trabajo durante el TAMI

Debido a las claras diferencias en las variables que intervienen en el proceso a estudiar, se optó por dividir el problema en dos partes: surgencias durante la perforación y surgencias con la bomba apagada.

2.1 Surgencias durante la perforación

Para abordar la primera sección se tuvieron en cuenta los resultados de Miguel Armenta sobre la variación de la Energía Mecánica Específica publicados por la Society of Petroleum Engineers [2].

La Energía Mecánica Específica (de aquí en adelante “MSE”) se define como el trabajo mecánico necesario para excavar una unidad de volumen de roca. Armenta argumenta que el valor mínimo que toma (localmente) la MSE es una propiedad de la roca con la que se está trabajando. Este dato es por demás alentador para nuestro problema, pues es muy esperable que al acontecer una surgencia se necesite menos energía mecánica para excavar una unidad de volumen de roca y detectar este cambio en la MSE daría la posibilidad de detectar la surgencia. La publicación nos proporciona una fórmula para estimar el valor del MSE en función de los siguientes parámetros:

- WOB (Weight on Bit): Peso ejercido sobre la broca (medido en Newtons).
- BHT (Block Height): Altura del bloque (medida en cm).
- RPM: revoluciones por minuto.
- TOR: Torque.
- HL (Hook Load): Es el peso soportado en el gancho.
- ROP (Rate of Penetration): Velocidad de perforación.

Es importante observar que el BHT mide la altura del gancho del que cuelga la mecha, en la superficie. Esta altura va descendiendo a medida que avanza la perforación. Podría suponerse que la velocidad de penetración (ROP) puede calcularse directamente a través de la tasa de descenso del gancho. Esto es, sin embargo, incorrecto: dada la gran longitud de la mecha, al realizarse la perforación, esta se comprime al tomar contacto con la roca y se estira a medida que penetra

en ella, sin que estas variaciones, no despreciables, en su longitud se traduzcan en un descenso del gancho. Se hace necesario, por lo tanto, estudiar métodos que permitan calcular el ROP de manera precisa.

Durante una excavación se toman periódicamente mediciones del WOB, BHT, RPM, TOR y HL, por lo que es necesario hacerse de una buena estimación del ROP para el cálculo del MSE. Para ello trabajamos sobre un modelo para determinar la posición de la broca en la que estén involucradas las mediciones del BHT y el WOB, de manera de poder estimar el ROP como la velocidad a la que baja el bloque (BHT) más un término de corrección por el WOB, es decir, el peso ejercido sobre la broca.

Las ecuaciones del modelo son las siguientes (ver referencia [3]) para datos prácticos utilizados por la industria):

$$\rho \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} = E \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + \rho g$$

$$ROP = \frac{d}{dt} BHT - k \frac{d}{dt} WOB$$

$$k = \frac{L_0}{EA},$$

donde E es el módulo de Young de la sarta, A es su sección transversal y L_0 su longitud, g es la aceleración gravitatoria y u es el campo desplazamiento de cada punto de la sarta. k es un parámetro de ajuste del ROP a través del WOB.

En la Figura 1 se puede apreciar la evolución del BHT y del WOB tomadas de las mediciones de una perforación.

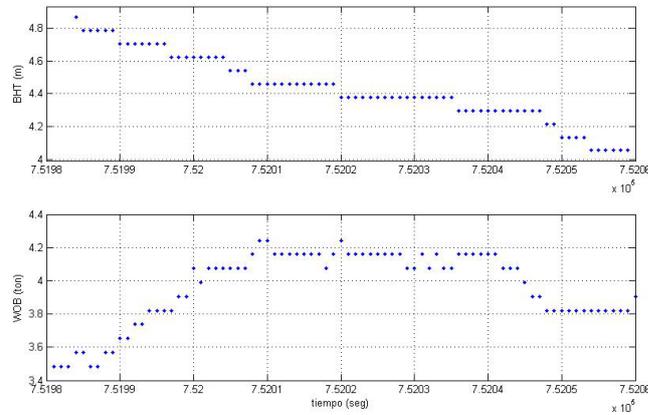


Figura 1: *Arriba:* BHT vs tiempo, *Abajo:* WOP vs tiempo.

La Figura 2 muestra distintas aproximaciones de $BHT - kWOB$ calculadas según el modelo anterior. Estos gráficos corresponden a la integral de ROP .

Se puede observar que, contrariamente a lo que se esperaba, un aumento del coeficiente de corrección por el WOB no implica una variación significativa del BHT.

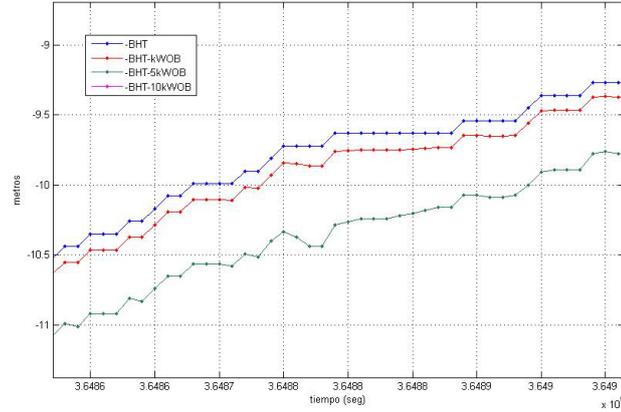


Figura 2: BHT-kWOB vs tiempo.

2.2 Surgencias con la bomba apagada

Para abordar el problema de la detección de surgencias durante el reposo tuvimos en cuenta que durante la perforación se bombea constantemente lodo en el pozo que ayuda a lubricar y mantener fría la broca, a la vez que ayuda a extraer las rocas que van siendo arrancadas.

Cuando la perforación se detiene para cambiar o añadir una nueva barra a la sarta de perforación, y se detiene la bomba que inyecta lodo en el pozo, la misma presión del pozo expulsa una cierta cantidad de lodo hacia afuera. Suponiendo que hubiera una surgencia, es esperable que se genere un cambio en la presión que expulsa el lodo y, por lo tanto, que se observe un cambio en el volumen de lodo expulsado del pozo cuando se detiene la perforación y la bomba.

Partiendo de esta base y contando con distintas mediciones de la evolución del volumen de lodo expulsado cuando se frena la bomba intentamos modelar estadísticamente un rango estándar en donde debería encontrarse la curva del volumen desplazado en condiciones normales. El modelo consiste en ajustar dos curvas envolventes alrededor de una curva “testigo” o “curva mediana”. Tenemos una colección de n curvas $\{X_i\}$. Definimos curva mediana como

$$X(t) = \text{mediana}(X_i(t))$$

y las envolventes como

$$\text{sup}(t, \alpha) = \text{percentil}(1 - \alpha, X_i(t)), \quad \text{y} \quad \text{inf}(t, \alpha) = \text{percentil}(\alpha, X_i(t))$$

Observar que se verifica la siguiente desigualdad.

$$\text{inf}(t, \alpha) < X(t) < \text{sup}(t, \alpha) \quad \forall t$$

Más aún, el $(1 - 2\alpha)\%$ de las curvas quedan encerradas. Ajustando el parámetro α se puede tener una zona donde las curvas seguro no corresponden a un evento atípico y una curva que rompa esta banda sería candidata a que una surgencia esté involucrada.

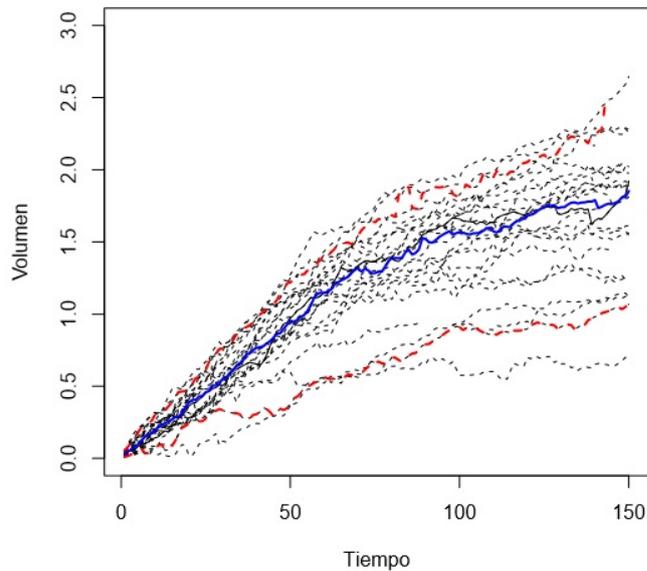


Figura 3: Curva mediana (azul). Las curvas rojas encierran la zona de confianza.

3 Resultados, recomendaciones y trabajo futuro

En el primer abordaje para detectar las surgencias durante la perforación el resultado obtenido no cumplió las expectativas del grupo, por cuanto la corrección al ROP debida al cambio en el WOB resultó insignificante.

A su vez, no contamos con datos correspondientes a un evento de surgencia. Esto nos impidió constatar si las variables que tuvimos en cuenta para el modelo propuesto sufren realmente una variación apreciable al ocasionarse una surgencia y si, consecuentemente, estas variables pueden resultar útiles para la detección.

El problema de la falta de datos también afectó el trabajo realizado sobre el caso de la broca en reposo. Los datos con los que contábamos habían sido ya procesados, y resultaba evidente que en determinados intervalos de tiempo los sensores habían dejado de funcionar, por lo que la información estaba incompleta. En este contexto muchas de las mediciones disponibles no pudieron ser utilizadas, mientras que la información de las restantes no puede considerarse del todo confiable.

Al no contar con un ejemplo de surgencia no pudimos ajustar las curvas envolventes y menos aún poner a prueba el método propuesto. Nos parece especialmente importante poder relacionar la profundidad con la presión o el volumen del lodo dado que al parecer tienen una alta correlación. Esta información puede ser muy útil a la hora de calibrar el modelo.

Referencias

- [1] PeMex, Pemex Exploración y Producción, *Un siglo de la perforación en México - Tomo 13: Control de Brotes.*, 2000.
- [2] Armenta, M., *Identifying Inefficient Drilling Conditions Using Drilling-Specific Energy*, Society of Petroleum Engineers, SPE-116667-MS, 2008.

- [3] Baker Oil Tools, *Technical Information for Completions, Workovers, and Fishing*, 2001 Baker Hughes Incorporated.