

Caracterización Tribológica y Desgaste de Materiales Para la Industria Siderúrgica

Trabajo presentado por

Gustavo Eduardo Carr

para optar al grado de
Doctor en Ciencia y Tecnología de los Materiales

Director

Ing. Raúl H. Conde

Co-director

Dr. Ing. Mirco D. Chapetti

Febrero de 2008



RINFI se desarrolla en forma conjunta entre el INTEMA y la Biblioteca de la Facultad de Ingeniería de la Universidad Nacional de Mar del Plata.

Tiene como objetivo recopilar, organizar, gestionar, difundir y preservar documentos digitales en Ingeniería, Ciencia y Tecnología de Materiales y Ciencias Afines.

A través del Acceso Abierto, se pretende aumentar la visibilidad y el impacto de los resultados de la investigación, asumiendo las políticas y cumpliendo con los protocolos y estándares internacionales para la interoperabilidad entre repositorios



Esta obra está bajo una [Licencia Creative Commons Atribución-
NoComercial-CompartirIgual 4.0 Internacional](https://creativecommons.org/licenses/by-nc-sa/4.0/).

Caracterización Tribológica y Desgaste de Materiales Para la Industria Siderúrgica

Trabajo presentado por

Gustavo Eduardo Carr

para optar al grado de
Doctor en Ciencia y Tecnología de los Materiales

Director

Ing. Raúl H. Conde

Co-director

Dr. Ing. Mirco D. Chapetti

Febrero de 2008

Gracias:

a Carlos, Cristina, Patricia y Bárbara,

...y a la Música.

Agradecimientos:

a la División Soldadura y Fractura de INTEMA,
al personal del Taller de Soldadura de INTEMA,
a todo INTEMA y Fac. de Ingeniería - UNMdP,
a la firma TITANIA S.A.,
al personal de TenarisCINI y de TenarisSiderca.
a CONICET.

Índice general

Abstract	1
I Caracterización Tribológica y Desgaste de Materiales Para la Industria Siderúrgica	3
1. Introducción y objetivos del trabajo	4
1.1. Introducción al desgaste en procesos siderúrgicos.	4
1.2. Definición del Estado del Arte y objetivos	6
2. Revisión bibliográfica y teoría	8
2.1. Resumen del proceso industrial	8
Introducción	8
Descripción del proceso de perforación Mannesmann.	9
2.2. Proceso de Perforación Mannesmann a escala de laboratorio.	10
Análisis de fuerzas	12
2.3. Teoría del efecto Mannesmann	15
Etapas del análisis del efecto	15
Influencia de las variables operativas	16
2.4. Tribología de altas temperaturas.	26
Tribología en general.	26
Tribología de altas temperaturas.	31
2.5. Modelos y variables adoptadas	35
3. Actividades experimentales	37
3.1. Características tribológicas del proceso industrial	37
3.2. Diseño y construcción de herramientas de laboratorio para el análisis de los fenómenos de desgaste en perforación Mannesmann.	38
Diseño y construcción de un perforador a escala de laboratorio.	
Actividades desarrolladas	38

Desarrollo de dispositivos electrónicos de medición necesarios para el estudio de parámetros operativos y del desgaste	40
4. Análisis de mandriles a escala de laboratorio.	43
4.1. Planificación de ensayos de desgaste en perforación a escala.	43
4.2. Fabricación de mandriles a escala de laboratorio.	44
Aleaciones utilizadas en la fabricación de mandriles a escala y tratamientos superficiales.	44
4.3. Análisis metalográfico de mandriles a escala de laboratorio.	49
4.4. Análisis en sección de los mandriles mediante espectroscopía de dispersión de energía (EDS)	52
Morfología original del óxido superficial de los mandriles.	52
Morfología del óxido modificado durante los ensayos a escala de laboratorio.	54
4.5. Análisis en sección de los mandriles mediante nanoindentación.	56
Ensayos de nanoindentación sobre muestras del mandril B, de aleación y tratamiento MTC.	57
Ensayos de nanoindentación sobre muestras del mandril F, de aleación y tratamiento PIW30.	59
5. Organización de estructuras de datos	64
5.1. Parámetros del proceso de deformación y del sistema tribológico. Parámetros intervinientes en el sistema.	64
5.2. Análisis preliminar de variables mediante correlaciones lineales. Conclusiones del análisis preliminar.	70
5.3. Utilización de mapas auto organizados (SOM)	70
Redes neuronales y mapas auto organizados	70
Acondicionamiento de datos y variables	71
Definición de zonas objetivo.	77
6. Análisis de resultados obtenidos.	78
6.1. Análisis de las interrelaciones de variables a través de los ma- pas de Kohonen.	78
Análisis de mapas de variables de la red entrenada con datos de mandriles de aleación MTC.	79
Análisis de mapas de variables de la red entrenada con datos de mandriles de aleación PIW.	81
6.2. Análisis de las zonas objetivo y los mapas de Kohonen.	83
Zonas objetivo en mapas de variables para los mandriles de aleación MTC.	84

Zonas objetivo en mapas de variables para los mandriles de aleación PIW.	90
6.3. Análisis de impactos de los datos de secuencias de perforación en zonas objetivo y en relación con los resultados del análisis de mandriles.	102
Análisis de impactos en las zonas objetivo de los datos de perforaciones de los mandriles de aleación MTC.	102
Análisis de impactos en las zonas objetivo de los datos de perforaciones de los mandriles de aleación PIW.	104
Resumen del análisis de resultados.	110
7. Resumen, ecuación propuesta y conclusiones	113
7.1. Actividades realizadas.	113
7.2. Ecuación de desgaste propuesta.	114
7.3. Conclusiones finales.	115
8. Acciones Futuras	118
II Apéndices	119
A. Diseño del primer prototipo	120
A.1. Descripción del prototipo.	120
A.2. Diseño del primer prototipo de perforador Mannesmann a escala de laboratorio.	121
Estimación de la potencia necesaria	122
Determinación de las dimensiones de los cilindros.	123
Cálculo de las longitudes de contacto de entrada y salida	124
A.3. Análisis geométrico y vectorial.	125
Perfiles de los cilindros.	125
A.4. Cálculo de componentes mecánicos.	128
Cálculo del rodamiento de la lanza porta mandril de perforación	128
Cálculo de los tubos de refrigeración interna del mandril y de la lanza porta mandril.	129
Diseño del mandril de perforación.	130
Diseño del sistema de descarga.	131
Cálculo de la estructura principal.	131
Sistema Hidráulico	134
B. Diseño del segundo prototipo	135
B.1. Perforador Mannesmann a escala de laboratorio.	135

B.2. Descripción del prototipo.	136
B.3. Funcionamiento del Perforador Mannesmann y procedimiento de ensayos.	141
Protocolo de Ensayos de Desgaste en Perforación Directa Tipo Mannesmann	141
Secuencia de ensayos	143
C. Técnica de registro de temperatura	147
C.1. Introducción.	147
C.2. Sistema de registro de temperatura interna de mandril.	147
D. Sistema de adquisición de datos	151
D.1. Herramientas para la adquisición de datos de consumo eléctrico y esfuerzos sobre el instrumental.	151
D.2. Sistema de registro de la fuerza axial sobre el mandril a escala.	151
D.3. Sistema de registro de esfuerzos sobre la estructura.	153
D.4. Sistema de registro de potencia instantánea en los motores.	153
D.5. Sistema electrónico de adquisición	155
D.6. Adquisición y transmisión de medición de temperatura	156
D.7. Transmisión de datos serie	157
E. Registro y análisis de fotos digitales	159
E.1. Técnica de relevamiento de perfiles mediante fotografía digital.	159
E.2. Programas para análisis de datos adquiridos de los ensayos de desgaste en perforación.	160
F. Dificultades encontradas	169
F.1. Factores que influyen en el aumento de dispersión de los datos registrados.	169
Características de la etapa de inicio de perforación y factores que inciden en los datos registrados.	169
Características de la perforación y los factores que influyen en la dispersión de los registros.	170
F.2. Problemas que inciden en el registro de datos.	171
G. Técnicas de análisis destructivo de mandriles	174
G.1. Método de inclusión de mandriles a escala de laboratorio.	174
G.2. Método de corte para extracción de zonas de estudio de desgaste.	175
G.3. Técnica de análisis de mandriles mediante Espectroscopía de Dispersión de Energía (EDS).	175
Descripción de la técnica.	175

Información analítica.	177
G.4. Técnica de análisis de mandriles mediante nanoindentación	177
Fundamentos de la técnica.	178
Procedimiento para el cálculo de dureza y módulo reducido.	179
Calibración del equipo.	179
H. Análisis de correlaciones lineales.	182
H.1. Elección de variables a correlacionar.	182
H.2. Técnica de análisis estadístico por correlación lineal.	183
H.3. Proceso de ordenamiento de variables a correlacionar.	187
H.4. Análisis de correlaciones.	190
I. Implementación de Mapas de Kohonen	194
I.1. Generalidades de las Redes Neuronales.	194
I.2. Introducción a los Mapas auto organizados (SOM: Self Organizing Maps)	195
Qué es un Mapa Auto Organizado	195
Utilización de mapas auto organizados	195
I.3. Etapas del proceso de análisis de datos mediante Mapas auto organizados (SOM)	196
I.4. Etapas para la implementación del método de análisis.	196
Inicialización.	196
Entrenamiento.	196
Visualización del mapa entrenado. Mapas de componentes y U-Matrix.	198
I.5. Implementación.	200
Aplicación de los mapas auto organizados al tema en estudio. Organización de los datos obtenidos según las variables registradas.	201
I.6. Valoración del comportamiento de los mandriles mediante mapas auto organizados.	203
I.7. Potencialidad del método de análisis desarrollado.	204
J. Aleaciones resistentes a altas temperaturas	207
J.1. Aleaciones base Hierro coladas resistentes a altas temperaturas.	207
Aleaciones coladas de base Hierro aleadas con Cromo.	208
Aleaciones coladas de base Hierro aleadas con Cromo y Níquel.	208
Aleaciones coladas de base Hierro aleadas con Níquel y Cromo.	208
Aleaciones coladas base Níquel.	208
Aleaciones coladas base Cobalto.	209

J.2. Aceros inoxidables: Aleaciones inoxidables base Hierro aleadas	
con Cromo y Níquel.	209
Superalaciones base hierro.	210
Superalaciones forjadas y producidas por pulvimetalurgia.	211
Mecanismos de degradación de las superalaciones a altas tem-	
peraturas (mayores a 700°C).	214
Empleo de recubrimientos de alto contenido de carburos en	
aleaciones base hierro.	215
Bibliografía consultada	219
Bibliografía	235

Abstract

The main aim of this PhD.Thesis is to contribute to the creation of a phenomenological model to predict high temperature wear of steel making industry components. This work is focused on wear of rotary piercing mandrels for seamless tube making industries. This tube making process is also known as Mannesmann rotary piercing.

State-of-the-Art of Mannesmann rotary piercing was determined by literature revision. Given that mandrels do not only wear by material removal but also by shape loss, creation of a tribological model which could consider this fact became necessary.

Laboratory scale process was analyzed for latter considering of application of its results at full scale.

A laboratory scale rotary piercing mill was designed and constructed at INTEMA for use as a mandrel wear testing machine. Despite that equivalence between full scale and laboratory scale equipment could not be fully established, wear study could be performed by comparison between materials and surface treatments at the same reduced scale. The wear testing machine was equipped with an electronic module for technological data acquisition during high temperature billet piercing sessions.

A mandrel profile acquisition technique, was created in order to evaluate shape loss during rotary piercing wear tests. This new technique was based on digital photography and feature recognition measuring software specially written for this purpose in Matlab®environment.

Acquired data from piercing series was analyzed, at first using linear correlations and finally using Artificial Intelligence. This was performed by the implementation of Self Organizing Maps, a type of neural network, for finding which variables, or relations among them, could be used for quantifying

mandrels'wear and factors that influence the process.

A first approach of a wear predicting equation was introduced for the analysis of piercing mandrels behaviour.

This Self Organizing Maps analysis method, feeded with data supplied by technological, geometrical and microstructural analysis, could be easily implemented for other test conditions not taken in this work, for instance: different roll mill warping angles, gorge diameter, mandrel initial profiles and axial settings, etc.

Moreover, using the adequate variables for each case, the presented method could be implemented to full scale process analysis, as well as to different steel making industries components.

Future activities and research lines starting from the present work are proposed.

Parte I

Caracterización Tribológica y Desgaste de Materiales Para la Industria Siderúrgica

Capítulo 1

Introducción, definición del Estado del Arte y objetivos del trabajo.

1.1. Introducción al desgaste en procesos siderúrgicos.

En las diversas operaciones industriales se produce un normal desgaste de piezas o partes de maquinarias que soportan severas condiciones de trabajo, reduciendo la vida útil de las mismas. Con la creciente demanda de energía para la producción en todo el mundo, y la aplicación del protocolo de Kyoto a partir de 2003, el cual persigue el objetivo de reducir las emisiones perjudiciales al medio ambiente, se torna indispensable aumentar el rendimiento de los procesos industriales, principalmente en los de generación de energía eléctrica. Esto tiene como consecuencia la necesidad de utilizar materiales más resistentes que los actualmente empleados para reducir el deterioro de componentes a altas temperaturas.

La obtención de mayores rendimientos en los procesos de producción de energía eléctrica implica la elevación de las temperaturas de trabajo de las nuevas centrales y la utilización de aleaciones más resistentes a la temperatura y la corrosión. La fabricación de estos materiales resistentes a altas temperaturas se debe realizar a temperaturas todavía más elevadas que los materiales corrientes. El herramental utilizado para la fabricación de estos materiales tiene que soportar el desgaste bajo condiciones aún más desfavorables que los actuales.

Gran cantidad de los materiales y piezas empleadas en las industrias actualmente son utilizados en la fabricación de tubos sin costura. Existen numerosas empresas dedicadas a la fabricación de este tipo de tubos. La perforación tipo Mannesmann se emplea para la fabricación de tubos sin costura a partir de barras de sección cilíndrica, denominadas tochos. Es un proceso que se realiza a temperaturas cercanas a los 1250°C y que emplea una herramienta en forma de proyectil denominada mandril. El proceso Mannesmann de perforación directa consiste en la apertura de un hueco central en una barra cilíndrica, inicialmente maciza y a altas temperaturas, por la acción del mandril, que es colocado en el centro de la sección mientras que el material sufre una laminación oblicua mediante dos cilindros con forma abarrilada que giran en el mismo sentido y lo comprimen diametralmente. Puesto que la separación entre cilindros es menor al diámetro del tocho, éste es comprimido diametralmente a medida que avanza debido al ángulo de inclinación de los ejes de los cilindros entre sí y respecto del suyo. La acción de estas fuerzas de compresión diametral alternativa, conjuntamente con el efecto de apertura de una fisura central en el tocho por parte del mandril, confieren al material la forma de un perforado o tubo sin costura a medida que el tocho avanza axialmente.

Los mandriles de perforación están sometidos a choque térmico severo y repetido y a la fricción contra el acero trabajado plásticamente a altas temperaturas. En el caso de la empresa TenarisSiderca S.A. salen de servicio de tres a cuatro mandriles por día debido al desgaste, siendo perforados entre 150 y 350 tochos con cada uno. No obstante, existen casos de mandriles que han permanecido en servicio perforando hasta 1600 tochos sin conocerse aún exactamente el por qué de tan bajo desgaste, a pesar de que se construyen bajo severas normas de fabricación y calidad (Det Norske Veritas, ISO9000 y otras) Actualmente, se están procesando aproximadamente de 1000 a 1200 toneladas diarias de material para la producción de tubos sin costura. Estos datos hablan de por sí de la necesidad de extender la vida útil del herramental, dada la consecuencia económica que ello implica.

La fabricación de tubos sin costura a escala industrial está orientada a la producción y, siendo que trabaja las veinticuatro horas a lo largo del año deteniéndose sólo para realizar reparaciones programadas, no es posible realizar una investigación científica interrumpiendo la producción. Súmese esto al hecho que en planta se busca mantener las dimensiones y la calidad del material

trabajado a expensas del desgaste de los mandriles, manifestado en la pérdida de material y de forma. Esto tendría como consecuencia el aumento del espesor del material procesado, por lo cual es una práctica establecida modificar simultáneamente variables del proceso, como por ejemplo, adelantar el mandril y variar el ángulo de los ejes de los cilindros. Esto último impide el estudio sistemático de cada una de los parámetros durante la producción.

Por las razones mencionadas, se decidió realizar un estudio sistemático y la experimentación necesaria fuera de planta, con el objeto de comprender las causas del desgaste de mandriles. Se decidió diseñar, construir y utilizar un prototipo a escala de laboratorio.

Si se hubiera deseado emplear el equipo a plena escala habría sido necesaria la interrupción de la secuencia de trabajo, con la consecuente pérdida de tiempo y recursos económicos por parte de la empresa, mientras que con el empleo de un perforador a escala de laboratorio se evita este inconveniente y se mantiene la independencia de las variables del proceso en el estudio del desgaste.

Luego de realizar un estudio del proceso industrial, así como de la geometría de los elementos que intervienen y de las aleaciones utilizadas, se decidió buscar e identificar los procesos que se suceden en el material del herramental siderúrgico para encontrar las causas de su comportamiento.

1.2. Definición del Estado del Arte y objetivos

El objetivo principal del presente trabajo de tesis es avanzar en la elaboración de un modelo fenomenológico de predicción del desgaste a altas temperaturas del herramental siderúrgico, particularmente del desgaste de mandriles de perforación para la fabricación de tubos sin costura a partir de las condiciones de procesamiento y sus características; en primer lugar, a escala de laboratorio, para luego poder analizar la factibilidad de extrapolar los resultados y transferir el conocimiento para la aplicación a escala industrial.

Se realizó una revisión bibliográfica en la que se determinó el estado del arte del estudio de mandriles de perforación Mannesmann. Debido a que en el caso de estos mandriles no sólo la pérdida de material es indicador de desgaste sino también lo es la modificación de la forma original de la herramienta, se

hizo necesario plantear un modelo que contemple este aspecto tribológico.

En base a los datos bibliográficos y a lo observado, se postula que existe un equilibrio metaestable de velocidad de desgaste razonablemente pequeña y que, una vez perturbado por fluctuaciones en las variables que intervienen en el proceso, dicho equilibrio se pierde de manera definitiva, sobreviniendo un aumento en la velocidad de desgaste hasta alcanzar la salida de servicio de la herramienta.

Se analizaron los datos registrados, inicialmente, mediante correlaciones lineales y posteriormente utilizando inteligencia artificial (redes neuronales) a fin de encontrar variables o relaciones entre ellas que sirvan de cuantificadores del grado de deterioro del herramental y los factores que tienen influencia en el mismo.

Capítulo 2

Revisión bibliográfica y teoría del efecto Mannesmann.

2.1. Tecnología de fabricación de tubos. Resumen del proceso industrial.

Introducción

El proceso de perforación Mannesmann, esquematizado en la figura [2.1](#), es en el primero de una serie de procesos de deformación plástica a temperaturas por sobre la de recristalización. Cumple la función de transformar barras coladas de sección circular (llamadas tochos) en perforados, de sección anular mediante un sistema de cilindros laminadores bicónicos y un mandril de perforación. Luego de la perforación Mannesmann se suceden los siguientes procesos:

Laminación en Multi Stand Pipe Mill (MPM) que consiste en la laminación sobre un mandril, retenido o no, mediante jaulas (normalmente 6° a 8°) de dos cilindros de ejes paralelos y perfiles adecuados que calibran el espesor y transforman al perforado en esbozado.

Horno de recalentamiento o mantenimiento, según el producto a fabricar, que es un horno de piso móvil con carga por un lateral y salida por el siguiente, estableciendo una línea continua de procesamiento de esbozados.

Laminación sin mandril en una serie de 11 a 24 jaulas de tres cilindros cada una con ángulos entre ejes de 120° y en un mismo plano, con perfiles adecuados, que terminan de otorgar las dimensiones al tubo, creando un semielaborado a partir del esbozado.

Posteriormente se los conduce a un plano de enfriamiento para su pos-

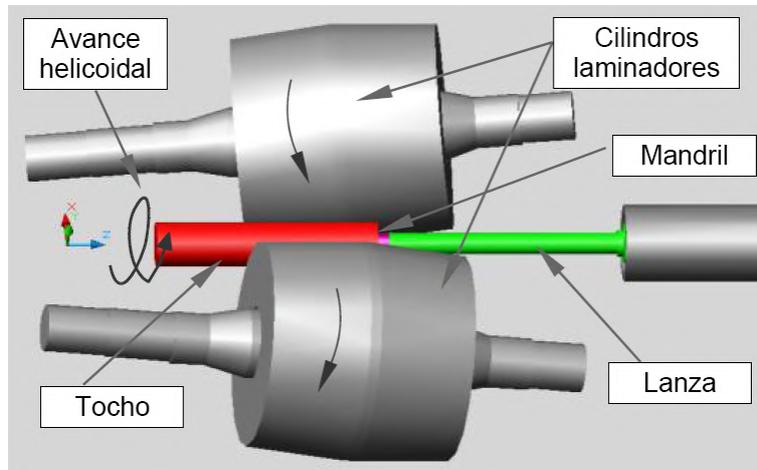


Figura 2.1: Esquema de perforación directa tipo Mannemmann

terior etapa de terminación (roscas, cuplas, recalques, recubrimientos, etc) hasta convertirse en tubos elaborados.

Descripción del proceso de perforación Mannesmann.

El perforador tipo Mannesmann consiste básicamente en un par de cilindros con forma de barril, cuyos ejes están alabeados un ángulo de 8° a 30° , separados a una distancia determinada llamada garganta. En esta garganta se posiciona la punta perforadora (o mandril), en el extremo de una barra denominada lanza. El eje de la lanza forma un ángulo de 4° a 15° con respecto a cada uno de los ejes de los cilindros. Ambos cilindros giran en el mismo sentido. A través de la garganta se introduce el cilindro a perforar (tocho), a temperatura adecuada (1250°C para algunos aceros). El alabeo de los cilindros tiene como consecuencia que exista una componente de velocidad tangencial de los cilindros que hace avanzar a la barra a perforar describiendo, cada punto de la superficie, una hélice. Debido al aumento de diámetro de los cilindros en la entrada y al alabeo de sus ejes, la distancia entre los puntos de contacto tocho - cilindro disminuye, por lo que el diámetro del tocho es disminuido también a medida que avanza hacia la garganta. El tocho experimenta una compresión diametral, la cual provoca tensiones de tracción en el centro de la sección. El material que ingresa al sistema es comprimido diametralmente a medida que rota, por lo cual se desarrollan tensiones alternantes de tracción y compresión en el centro de la sección. Existe una longitud de

entrada más allá de la cual la sección presenta colapso plástico en su centro. En este punto se coloca la punta del mandril de perforación, y sobre su perfil el material es laminado, transformando la sección en anular. En el espacio denominado garganta el diámetro de los cilindros es constante. La garganta tiene una longitud mucho menor que las longitudes de entrada y salida y en su punto medio los ejes de los cilindros están a su mínima distancia. Existen entre los cilindros sendas cuñas a ambos lados del material siendo trabajado denominadas 'lineales' y cuya función es ayudar en la perforación y controlar el grado de ovalización. La fuerza que soportan los lineales es cercana al 35 % de la fuerza separadora soportadas por cilindros. Luego de la garganta el diámetro de los cilindros disminuye, por lo que la distancia entre puntos de contacto aumenta, hecho que se ve favorecido por el alabeo de los cilindros. Esto, unido al aumento progresivo del diámetro de la punta de lanza, provoca que el diámetro de la sección perforada vaya en aumento, así como disminuya su espesor. Esto ocurre hasta que el diámetro de la punta de lanza se hace constante, por lo que la sección toma sus dimensiones finales.

2.2. Proceso de Perforación Mannesmann a escala de laboratorio.

Existen tres zonas definidas a lo largo de la zona de procesamiento del material, mostradas en la figura [2.2](#):

1. Zona de entrada, donde el material tiene sección circular (llena) y se desarrollan las tensiones alternantes que provocan el colapso plástico del centro del tocho.
2. Zona de apertura de la fisura, que es la zona donde se desarrollan las mayores deformaciones y velocidades de deformación y se produce creación de la fisura y la apertura de la misma por el mandril, que presenta en esta zona un perfil en forma de proyectil y transforma la sección de circular a anular.
3. Zona de laminación oblicua, donde el material toma el diámetro final y el espesor a medida que es laminado entre cada cilindro y la superficie del mandril, que en esta zona es de forma cónica.

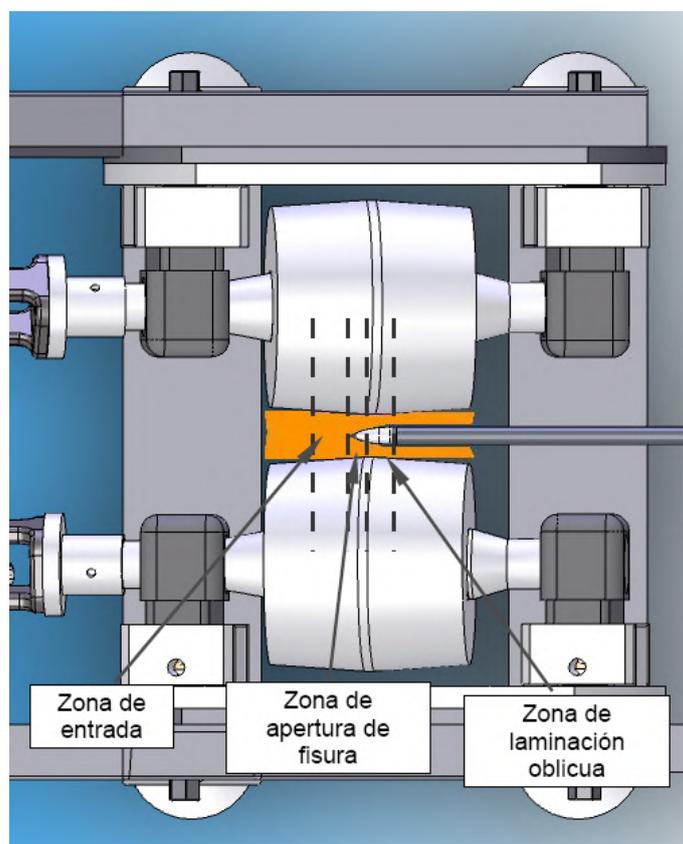


Figura 2.2: Vista superior de un diseño de perforador Mannesmann a escala de laboratorio y, en superposición, una vista en corte del tocho en perforación.

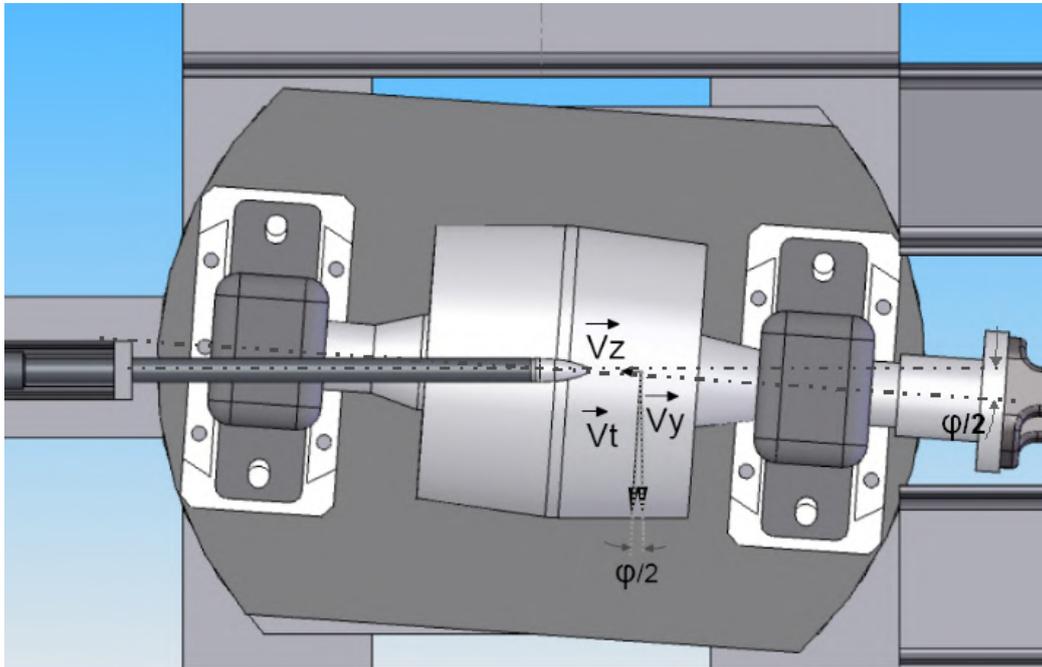


Figura 2.3: Esquema de velocidades tangenciales en el cilindro laminador, zona de entrada. $V_t = (\pi \cdot D_x \cdot n)/60$; $[n] = RPM$; $V_y = V_x \cdot \cos(\varphi/2)$; $V_z = V_x \cdot \sin(\varphi/2)$ donde $\varphi/2$ es el ángulo de inclinación de los ejes de los cilindros respecto del eje de la lanza. La velocidad V_z es la de avance del tocho en el sistema durante la perforación. La velocidad V_y es la tangencial de la sección de tocho en rotación.

La función que cumplen los soportes lineales es la de mantener centrado al material y acotar el grado de ovalización provocado por la laminación oblicua.

Se puede apreciar en la figura [2.3](#) la velocidad tangencial V_t en una sección a lo largo del eje en la zona de entrada.

Análisis de fuerzas

Sobre el tocho se establecen dos puntos de contacto en los cuales podemos situar sendos pares de ejes conjugados y descomponer fuerzas simétricas respecto del eje del mismo, colineal con el mandril en la mayoría de los perforadores. En un primer análisis vectorial de fuerzas se puede determinar que, para una sección transversal de la porción de entrada del tocho, si \vec{F} es la fuerza total ejercida por cada cilindro, concentrada sobre un punto de la superficie del tocho, se puede descomponer a esta fuerza en dos fuerzas

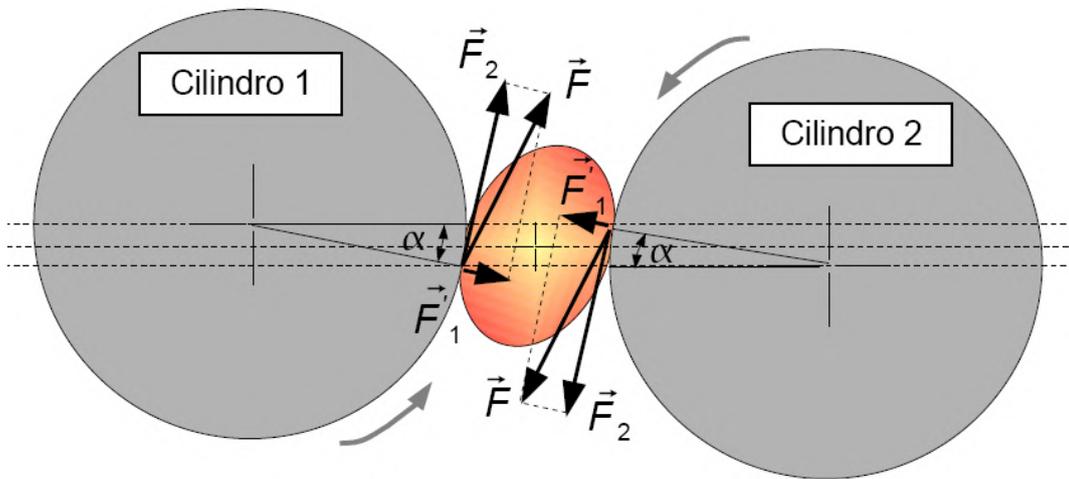


Figura 2.4: Descomposición vectorial de la compresión diametral del tocho a la entrada del perforador.

ortogonales: \vec{F}_1' y \vec{F}_2' , donde la primera es normal al cilindro y la segunda es tangencial al mismo. El ángulo α es el ángulo entre la línea que une los centros de las secciones de los cilindros y el punto de contacto entre el tocho y la superficie, debido al ángulo φ de alabeo entre los ejes de los cilindros. En la figura 2.4 se puede apreciar este análisis vectorial.

Si se realiza el mismo análisis respecto del tocho, se puede apreciar que existen dos componentes de la misma fuerza \vec{F}_2 , denominados \vec{F}_C , que provoca tensiones de compresión en el tocho a lo largo de la línea que une estos puntos de contacto, y \vec{F}_R , que provoca esfuerzos de corte y la rotación rígida del tocho. Esta descomposición vectorial sobre el tocho se puede observar en la figura 2.5.

Analizando vectorialmente las fuerzas existentes, en un espacio de tres dimensiones, sobre la superficie del cilindro 2, es decir, observando el esquema de la figura 2.4 desde la izquierda, se puede construir el diagrama de fuerzas de la figura 2.6.

Se puede determinar, observando las figuras 2.4 y 2.6, que la fuerza \vec{F} no es vertical descendente, sino que es paralela a la velocidad tangencial del cilindro en ese punto. La fuerza \vec{F}_1 es normal a la superficie del cilindro y su proyección sobre el eje horizontal normal al eje del tocho, \vec{F}_1' es la fuerza que provoca, junto con su antagónica, esfuerzos de compresión sobre el tocho

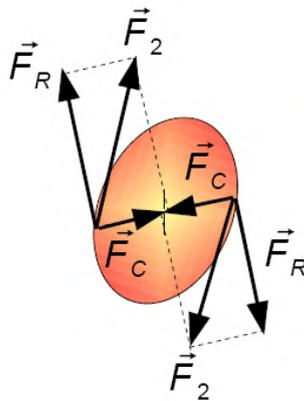


Figura 2.5: Descomposición vectorial de la fuerza \vec{F} respecto del tocho, a la entrada del perforador.

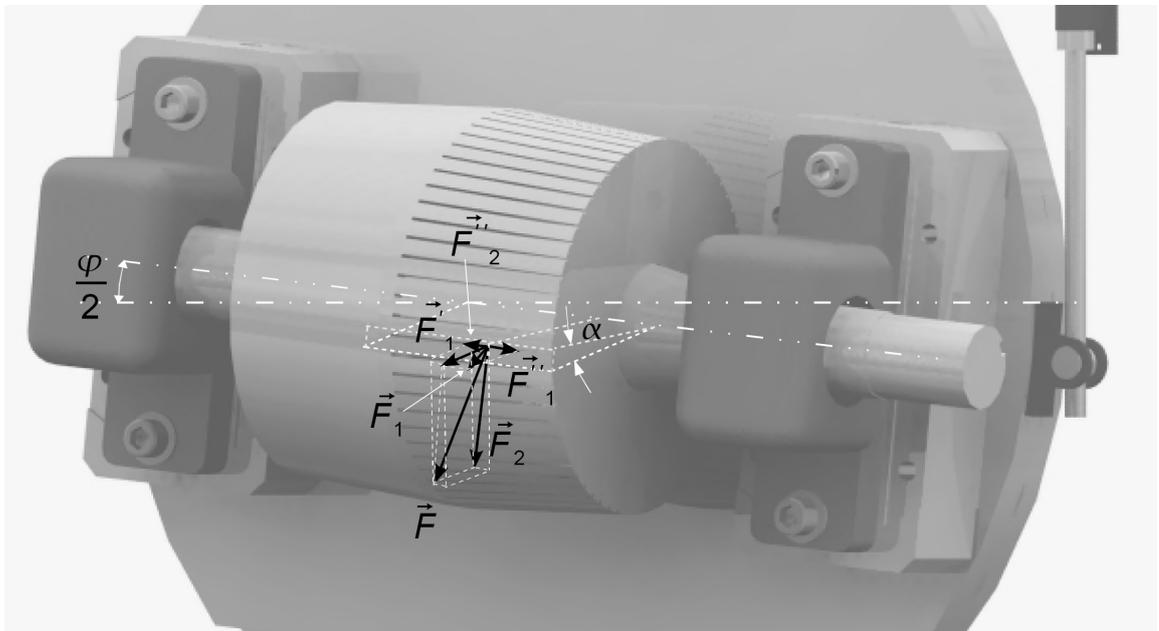


Figura 2.6: Descomposición vectorial de la fuerza \vec{F} , a la entrada del perforador, sobre el perfil del cilindro.

a lo largo de la línea que une los puntos de contacto con ambos cilindros, y su reacción la fuerza separatriz sobre los cilindros. Asimismo, se puede observar que la proyección sobre el eje del tocho, la fuerza \vec{F}''_1 se opone al movimiento del tocho, esto está provocado por la conicidad de los cilindros, que sin embargo es necesaria para producir la compresión diametral gradual y el agarre del material a la entrada del sistema. La componente de la fuerza \vec{F} paralela al eje del tocho, \vec{F}''_2 , es opuesta a \vec{F}''_1 y es la que provoca el avance axial del tocho. Se tiene entonces que para que exista el agarre del tocho por los cilindros y éste avance hacia la garganta deben ser: $\vec{F}''_1 < \vec{F}''_2$. El sentido de \vec{F}_2 y \vec{F}''_2 dependen de la inclinación de los ejes de los cilindros, por lo tanto, del ángulo $\varphi/2$. El sentido de \vec{F}''_1 está determinado por el ángulo de conicidad, β , de los cilindros. El valor de \vec{F}_1 y \vec{F}'_1 está determinado por el ángulo, α , entre la línea que une el el punto medio de contacto y el eje del cilindro y la horizontal normal al eje del tocho. En la práctica, los valores de α están en alrededor de 4° , mientras que los ángulos de alabeo de ejes de cilindros de perforadores respecto de la horizontal, $\varphi/2$, normalmente se hallan entre 8° y 12° , aunque en algunos casos se utilizan ángulos de hasta 15° .

2.3. Discusión sobre la teoría del efecto Mannesmann.

Etapas del análisis del efecto Mannesmann

Los mandriles poseen determinadas características geométricas y metalúrgicas que son en parte determinantes de su comportamiento en servicio. Si bien no existe un único diseño de mandril óptimo sino diferentes diseños adecuados para cada necesidad, se intentó establecer qué características son las más apropiadas para cada situación de trabajo.

Con el objetivo de avanzar en el estudio del desgaste de los mandriles de perforación Mannesmann, se estudió la naturaleza del contacto con el herramental. Fue necesario hallar los factores determinantes del desgaste de los mandriles y por ello se estudió el comportamiento del material durante la perforación.

Las solicitaciones sobre el mandril están directamente relacionadas con la primer fase de la perforación, es decir, la etapa de laminación oblicua, co-

responsable a la zona I de la figura 2.2. La misma, está sin duda gobernada por la temperatura del material y la geometría del sistema, determinando el estado tensional y metalúrgico del material antes de entrar en contacto con el mandril.

Las etapas siguientes, de apertura de la fisura en el tocho y laminación oblicua, correspondientes a las zonas II y III en la mencionada figura, modifican el estado tensional frente a la punta del mandril y las condiciones mecánicas y tribológicas sobre el mismo.

Influencia de las variables operativas en el proceso de perforación Mannesmann

Del análisis de los aportes de diferentes autores en la bibliografía se puede establecer que las variables más importantes que intervienen en el proceso, y que influyen en el comportamiento del mandril, se agrupan de la siguiente manera:

- Temperatura y características del material en perforación.
- Geometría y esfuerzos en el proceso de perforación, que incluye las características geométricas de los mandriles, cilindros, etc.

Temperatura y características del material en perforación

No existe acuerdo entre los autores acerca de en qué condiciones ocurre la fractura central del tocho.

Existen dos modos de rotura de la sección circular de las barras en los ensayos de perforación: o bien se produce antes de que la primera sección del tocho entre en contacto con el mandril (fractura central laminada por éste último) o justo en el encuentro con el mandril (perforación normal).

Estas formas de rotura se pueden inferir de las características de los defectos encontrados contra las paredes internas del perforado. En el primer caso, se encuentran óxidos de hierro de alta temperatura alineados casi paralelos a la pared del perforado, formados en las paredes del anterior desgarrado, plegadas en sí mismas por la laminación oblicua posterior a la apertura del material en la garganta. En el segundo caso no se observan este tipo de agrupación de óxidos [1].

La temperatura adecuada para la perforación Mannesmann debe ser aquella para la cual el material presente la mayor ductilidad para evitar la formación de fisuras o desgarros durante el proceso. Esta temperatura depende de la aleación que se utilice y de la microestructura de la que se parte. Es necesario tener en cuenta que el trabajado mecánico en caliente produce una generación de calor que no puede disiparse rápidamente, por lo que la temperatura del material al inicio del proceso de perforación debe ser menor a la del rango de temperaturas de mayor ductilidad. Tormo et. al. [2] establecen que el rango óptimo de temperaturas reales para la perforación Mannesmann de un acero de bajo carbono, tipo SAE1015, es entre 1250°C a 1315°C. Por encima de esta temperatura se produce la pérdida de coherencia en los límites de grano y la ductilidad cae bruscamente. Por debajo de los 1250°C aumenta el endurecimiento por deformación. Asimismo, establecen que la temperatura de ductilidad cero para el material es de 1400°C.

De acuerdo con simulaciones numéricas recientes realizadas por Ceretti et.al. [3], la temperatura máxima que alcanza el material en perforación es de 1300°C a 1450°C.

En cuanto a una microestructura que favorezca la alta ductilidad, en el trabajo de Tormo et.al [2] citado anteriormente, los autores dejan en claro que la más adecuada es la equiaxial de grano inicial fino, correspondiente, en el caso de las barras fabricadas por colada continua, a la sección próxima a la superficie del tocho. La ductilidad observada en la microestructura equiaxial de grano grueso correspondiente al centro de las barras de colada continua fue mucho menor a la observada en la zona de la superficie enfriada rápidamente. Este hecho favorece de alguna manera a la perforación a plena escala ya que contribuye al auto centrado del mandril, no obstante, la disminución de la resistencia en el centro de la sección del tocho favorece la rotura prematura y la aparición de defectos en el perforado. Este efecto se ve aumentado si existieran en el centro de la sección segregación de inclusiones y rechupes.

Para investigar el efecto de la temperatura, Erman [4] realizó experimentos en cuatro coladas distintas de barras, separadas en tres grupos, correspondiendo a temperaturas normales, superiores e inferiores a las de perforación-laminación. Observó que con el aumento de temperatura la proporción de tubos con fractura central aumentó. El autor atribuyó este efecto a la pérdida de ductilidad en caliente, favorecida por el aumento de temperatura local debido a las deformaciones redundantes y la velocidad de deformación

aplicada.

En el caso del perforador a escala de laboratorio utilizado en este trabajo de Tesis, el material de partida es acero SAE 1010 laminado y trefilado, con una microestructura de grano equiaxial en la sección transversal y de tamaño uniforme, carente de microestructuras columnares en toda la sección, por lo cual no se cuenta con las mismas características que favorecen la perforación que en el caso a escala real.

De esta manera, y teniendo en cuenta lo expuesto anteriormente, la temperatura del material a la entrada al perforador debe estar comprendida en el rango de 1200°C a 1250°C.

Análisis de la geometría y esfuerzos en el proceso de perforación

Los análisis encontrados en bibliografía pueden agruparse según la naturaleza de los métodos empleados:

- Métodos y teorías no variacionales.
- Métodos variacionales.

Métodos y teorías no variacionales.

La teoría más antigua, propuesta por Kocks [5] en 1927, postula que la rotura del tocho se produce por tensiones de corte. Esta teoría tiene aún cierta validez entre los investigadores.

Existe un trabajo de Panov [6] en el cual se calculan los esfuerzos en productos semielaborados sólidos mediante laminación oblicua de dos, tres y cuatro cilindros y sus máximos antes de la ocurrencia de formación de cavidades. En dicho trabajo el autor postula que la formación de cavidades es proporcional al esfuerzo de corte en el centro de la sección y que los máximos valores de esfuerzos de corte se encuentran en la laminación oblicua con dos cilindros. No obstante, luego del análisis de resultados, afirma que los esfuerzos de corte generados durante la laminación oblicua de redondos macizos pueden no ser la razón inicial de la apertura de cavidades centrales a pesar de que estos esfuerzos excedan los valores de tensión a la rotura.

Existe otro enfoque de Siebel [7] que postula que la fractura central ocurre antes que el tocho llegue hasta la punta del mandril, por lo que la existencia de la punta en ese sitio no tiene influencia en la ocurrencia de la fractura.

Se observa que, en el modelo del autor, el cual estudia la distribución de esfuerzos en un cilindro que soporta tensiones de compresión diametral, toda la longitud del tocho se encuentra bajo un único estado tensional a lo largo del mismo provocado por la compresión diametral. Este estudio es diferente a la situación real, en la que solamente la porción en la zona de deformación es la que se encuentra en ese estado de carga ya que la compresión diametral aumenta desde cero hasta un máximo en la garganta. Súmese este hecho a que existe una tensión de torsión provocada por la velocidad de giro diferente de las secciones que va en aumento desde la entrada del tocho hasta la garganta, por lo que el estado de tensiones real varía a lo largo del eje del tocho y difiere del empleado en dicha teoría.

Hasta aquí la discusión se centra en qué ocurre en el tocho previo al encuentro con el mandril. Existe una coincidencia entre los investigadores citados en que la magnitud de los esfuerzos y deformaciones y la falta de uniformidad en ellos dependen de los parámetros de perforación, y que a su vez éstos son los que inciden en la aparición de la fractura central en el tocho. Lo que no está esclarecido es una función matemática que prediga, según las condiciones del proceso, la ocurrencia de esta fisura y su posición axial respecto de la garganta.

Un trabajo de Smirnov [8] establece claramente que el estado tensional debido a la compresión diametral cíclica en el eje del tocho frente la punta del mandril es diferente según se trate de las secciones correspondientes al inicio de la perforación o al estado estacionario. Durante la primera etapa de la perforación, la laminación oblicua de la primer porción del tocho en la zona I, el estado tensional coincide con el de la laminación oblicua de barras (sin mandril) y es válido en estas condiciones establecer la similitud entre ambas situaciones. Hasta este punto se observa en el centro del tocho un aumento de la deformación plástica por corte y una componente importante de compresión hidrostática. No obstante, luego de que el material entra en contacto con el mandril y comienza a ser perforado, el estado tensional del material en el eje del tocho frente al mismo cambia de un estado de corte puro (cerca de 45° respecto del plano de cilindros) a un estado de tensión triaxial casi hidrostático y de tracción, con lo cual evidentemente cambia el modo de fractura de dúctil a frágil.

En contraste con las dos teorías anteriores de Siebel y de Kocks, existe otro concepto propuesto por Cmupneof [9] que utiliza una analogía entre

forja transversal y piercing. Esta teoría postula que en la perforación Mannesmann, debido a la deformación no uniforme en el tocho, se produce un estado de triaxialidad de tensiones en el centro del tocho, por lo cual no existe rotura por deformación plástica sino por clivaje. Este autor se refiere al estado tensional existente durante el período estacionario de perforación directa.

Teterin [10] menciona que aumentando la cantidad de deformación frente a la punta del mandril y la velocidad de deformación se eleva la probabilidad de ocurrencia de fractura central antes de que el material se encuentre con el mandril.

Blazynski y Cole [11] mostraron que, en adición a la deformación esencial del material para su cambio de forma, existen deformaciones redundantes (longitudinales, circunferenciales y radiales) que agravan las condiciones severas de procesamiento y facilitan la aparición de rotura interna. Estas deformaciones son las que experimenta el material pero que no contribuyen al cambio de forma, por lo cual sólo aportan energía térmica y provocan el agotamiento de la capacidad del material de absorber deformación plástica. La redundancia se define como el cociente entre las deformaciones homogéneas y las totales. Utilizando tochos de cera internamente marcados para determinar el efecto de la deformación redundante en la ocurrencia de la 'cavitación', estos autores observaron que el nivel de redundancia de la deformación frente a la punta del mandril es despreciable. Asimismo establecieron que la posición axial del mandril juega un papel importante. Debido a que la fuerza axial realizada por la punta del mandril sobre el tocho es de compresión, su avance tendería a inhibir la fractura central del tocho. Su trabajo verificó uno anterior, de Fomichev [12], en el mismo tema. El avance excesivo del mandril tiene su efecto negativo en favorecer la laminación del material contra éste en vez de propiciar la apertura del tocho. Concluyen en que la concentración de esfuerzos y la elevada velocidad de deformación frente a la punta del mandril son los motivos principales de la aparición de la fractura central en la sección del tocho, la que permite la perforación Mannesmann.

Los efectos de la reducción frente a la punta del mandril, el ángulo de inclinación de los cilindros, la ovalización y el rango de temperaturas, fueron estudiados en condiciones reales por Kirichenko [13]. En estos experimentos se varió la reducción de diámetro de tocho frente a la punta del mandril desde el 2,9% al 12,4%. Se mostró que el aumento hasta el 8% de reducción no

tenía efecto en la fractura central, pero que más allá de ese porcentaje el número de tubos con defectos de fractura central tendía a aumentar. Estos defectos corresponden a fracturas prematuras que ocurren en las barras en secciones anteriores a las que se encuentran con la punta del mandril y se transforman en defectos de la forma de fisuras con inclusión de óxidos en la superficie interna del perforado. Asimismo, se demostró que los ángulos de inclinación de los cilindros y el porcentaje de ovalización, controlado mediante la apertura de los soportes lineales, no tenían influencia en la aparición de la fractura central para reducciones entre 11,5 % y 14 %.

Según Erman [4], la aparición de tensiones secundarias de tracción provocadas por las principales, de compresión sobre la sección son las que resultan en una 'tendencia a la cavitación'. Las causas de esta cavitación no están claras, pero se está de acuerdo en general con que la rotura ocurre en la región de entrada donde la laminación cruzada tiene lugar. Este autor introduce una serie de conceptos y ecuaciones que se consideraron útiles para el estudio del proceso de perforación directa:

- Deslizamiento tangencial y axial.
- Velocidad de perforación.
- Eficiencia de alimentación (relación entre la velocidad axial del perforado y la componente axial de la velocidad tangencial de los cilindros en la garganta):

$$\eta = \frac{\nu}{(D_{Cil}/2) \cdot \omega_{Cil} \cdot \sin(\varphi/2)} \quad (2.1)$$

donde ν es la componente axial de la velocidad de los cilindros en la garganta, D_{Cil} es el diámetro de los cilindros en la garganta, ω_{Cil} es la velocidad angular de los cilindros en rad/s y $\varphi/2$ es el ángulo de alabeo de los ejes de cilindros.

- Stich-zahl (número de revoluciones de una sección plana en la zona de alimentación del sistema antes de encontrarse con la punta del mandril):

$$N = \frac{D_b \cdot L_f}{4 \cdot A_C \cdot \eta \cdot \varphi/2} \quad (2.2)$$

donde D_b es el diámetro del tocho, L_f es la longitud de la zona de alimentación, A_C es el área transversal del perforado, η es la eficiencia de alimentación y $\varphi/2$ es el ángulo de alabeo de los ejes de cilindros.

- Ángulo de perforación, $\varphi/2$.

Parámetros geométricos:

- Perfil del mandril.
- Geometría de los cilindros.
- Diámetro de garganta.
- Avance del mandril más allá de la garganta (sobreaccionamiento).

La calidad superficial interna y externa de los perforados depende en gran medida del stich-zahl y de la eficiencia de alimentación, según lo observado por los autores Blazynski y Cole [11] y Erman [4]. El trabajo plástico producido en las secciones en la zona de alimentación hasta el encuentro con la punta es proporcional al stich-zahl. Examinando perforaciones detenidas, denominadas 'stickers', este último autor observó que la ocurrencia de fractura antes del encuentro de la primer sección con el mandril depende de la posición de la punta del mandril. Experimentó con puntas con perfiles similares, a excepción de la longitud en la zona de apertura. Para menores longitudes de zona de apertura, mayor reducción de diámetro por vuelta de mandril, menor sobreaccionamiento (mandril 'retrasado'), y por lo tanto, mayor ocurrencia de fractura frente a la punta del mandril. La tendencia a la fractura en estas condiciones se atribuye a tres factores:

1. Pérdida de resistencia mecánica debida al exceso de calor producido por el trabajado mecánico [2]
2. Defectos metalúrgicos (coalescencia de huecos)
3. Elevada tasa de deformación.

$$\dot{\epsilon} = \frac{\nu \cdot (\varphi/2) \cdot \eta \cdot (D_b - D_g + D_p)}{D_b \cdot (D_b - D_g)} \quad (2.3)$$

donde D_b es el diámetro del tocho, D_g es el diámetro de la garganta, D_p es el diámetro del mandril en la garganta, ν es la componente axial

de la velocidad de los cilindros, η es la eficiencia de alimentación y $\varphi/2$ es el ángulo de alabeo de los ejes de cilindros.

En el mismo trabajo se establece que en el diseño de perfiles de mandriles es necesario asegurar: resistencia mínima al flujo de material con una reducción del espesor de pared uniforme y mínima velocidad de deformación.

Los autores Morioka, Oka y Shimizu [14] estudiaron los factores que inciden en la aparición de defectos en perforación de aleaciones de aceros inoxidables. Existe una diferencia esencial en el equipamiento empleado por estos autores en que éste utiliza discos en vez de soportes lineales. No obstante, determinaron que existe un rango de temperaturas centrado en los 1250°C para una velocidad de deformación de $1,5s^{-1}$ y que disminuye hasta hacerse nulo para velocidades de deformación de $3s^{-1}$ en el cual no se producen defectos de fisuras internas ni de adherencia al mandril. También calcularon la relación entre longitud de entrada y diámetro de tocho para minimizar la aparición de rotura prematura del centro de la sección del material. Este cálculo indica que es nula la aparición de roturas para valores de la relación $L_{Ent}/\phi_{Tocho} < 0,440$ y aumenta a más del 20% para $L_{Ent}/\phi_{Tocho} > 0,67$. Estos autores además realizaron mapas conceptuales operativos indicando relaciones entre las variables conformando una zona de operación segura, en la cual no aparecen defectos externos ni internos, ni existe adherencia del material al mandril ni excesiva ovalización del perforado.

Existen otros trabajos de Sayama et.al. [15] aparecidos en Kawasaki Steel Tech Report en el año 1981 y de Funyu et. al. [16] en el año 1987 que dan cuenta de la importancia del control del proceso de perforación para obtener los productos requeridos y asimismo prolongar la vida útil de los mandriles. Los autores de estos trabajos establecen ecuaciones geométricas para obtener el diámetro externo y el espesor del perforado ajustadas mediante cuatro coeficientes y parámetros adaptativos. El aporte interesante de estos autores [15, 16] es el de un mapa de operación, citado además por Erman [4], que delimita las condiciones operativas del proceso. Establece un gráfico cuyos ejes son el sobreaccionamiento del mandril y el diámetro de garganta. En dicho gráfico define un área de perforación exitosa delimitada por los valores máximos y mínimos para estos parámetros, así como también definen una línea de espesor del perforado constante para corregir el efecto del desgaste del mandril y la disminución de su diámetro efectivo. Este área no es extrapolable directamente a otras geometrías y dimensiones de sistemas de perfo-

ración ya que los autores la elaboraron específicamente para las condiciones operativas y geometrías de la planta Kawasaki Steel en la cual realizaron el estudio.

Métodos variacionales.

Dentro de los métodos variacionales utilizados para estudiar el proceso de perforación Mannesmann, se encuentra el de Mori, Yoshimura y Osakada [17], más orientado a la comprensión del efecto que a la producción industrial. Estos autores proponen un modelo para simular la deformación tridimensional en perforación rotativa tipo Mannesmann en tiempos de cálculo realistas. Se basa en el método de elementos finitos utilizando un modelo de deformación plana generalizada con una formulación de material rígido-perfectamente plástico. Los autores aproximan a la deformación en la dirección de perforación como uniforme a lo largo de la sección (que suponen que permanece plana). El efecto de la deformación de corte por torsión observada en la práctica se incluye en la dirección de perforación en el modelado de deformación plana para aumentar la precisión de los resultados calculados. Simulan la laminación oblicua del tocho como un caso de forja oblicua. Es por esto que asumen que la sección permanece plana y aumenta su espesor. La componente de torsión es calculada como la diferencia de velocidades de rotación de cuerpo rígido del tocho entre secciones, siendo esta velocidad igual a la velocidad de rotación promedio de cada punto nodal en cada sección. Para los cálculos se asume contacto sin deslizamiento entre tocho y cilindros. Se desprecia el deslizamiento entre mandril y tocho, ya que éste último es el que hace girar al mandril. Asimismo, se desprecia la fricción interna del material. Este modelo difiere de la realidad principalmente en que las secciones del material no mantienen su forma plana a medida que son deformadas, incluso existen efectos de borde que se manifiestan en una deformación diferente para el material de las primeras secciones respecto de las últimas. Se considera que este efecto se extiende desde los extremos hacia adentro una longitud igual a un diámetro del tocho. En el trabajo de Mori et. al., se adopta la teoría de plasticidad teórica para un material con leve compresibilidad, y que obedece el siguiente criterio de fluencia:

$$\sigma_{eq}^2 = \left(\frac{3}{2}\right) \cdot \sigma'_{ij} \cdot \sigma'_{ij} + g \cdot \sigma_m^2 \quad (2.4)$$

donde σ'_{ij} es el tensor desviador, g es una constante positiva de pequeño valor (entre 10^{-4} y 10^{-2}), σ_m es el tensor hidrostático, y σ_{eq} es el tensor de tensiones equivalente. La deformación equivalente para este material está calculada mediante la siguiente expresión:

$$\dot{\varepsilon}_{eq}^2 = \left(\frac{2}{3}\right) \cdot \dot{\varepsilon}'_{ij} \cdot \dot{\varepsilon}'_{ij} + \left(\frac{1}{g}\right) \cdot \dot{\varepsilon}_v^2 \quad (2.5)$$

donde $\dot{\varepsilon}'_{ij}$ es el desviador del tensor de velocidades de deformación, $\dot{\varepsilon}_v$ es el tensor de velocidades de deformaciones volumétricas. Se minimiza el siguiente potencial de modelado de deformación plana para obtener la solución exacta:

$$\Phi = \int_A \left[\int_0^{\dot{\varepsilon}} \sigma_{eq} d\dot{\varepsilon}_{eq} \right] dA \quad (2.6)$$

Los mismos autores [17] experimentaron con tochos de plastilina en un perforador con cilindros laminadores de yeso, convenientemente accionados e instrumentados para registrar datos del proceso. La tensión de flujo de la plastilina a 25°C fue calculada mediante la siguiente ecuación:

$$\sigma_{eq} = 0,23\varepsilon^{0,08} [MPa] \quad (2.7)$$

Los autores, Mori y colaboradores, asignan la causa de la fractura central del tocho a la alternancia entre tensión y compresión diametral, y mediante la historia calculada del esfuerzo hidrostático y la tensión equivalente, predicen la ocurrencia de fractura del tocho utilizando la ecuación que expresa el criterio de Cockcroft-Latham [18] de fractura dúctil:

$$I = \frac{1}{b} \int_0^{\varepsilon_{eq}} \left(1 + \frac{\sigma_m}{a \cdot \sigma_{eq}} \right) d\varepsilon_{eq} \quad (2.8)$$

donde a y b son constantes del material. La condición de fluencia se ve satisfecha cuando excede el valor 1. A título informativo, los valores medidos de a y b para el acero al carbono a temperatura ambiente fueron $a = 0,20$ y $b = 0,95$. Las secciones de las piezas deformadas según el modelo se acercan satisfactoriamente a las experimentales. Si bien los autores corroboraron con tochos de plastilina las predicciones del modelo computacional, no experimentaron con perforaciones a alta temperatura a escala de laboratorio ni a escala real, y tampoco incluyeron en su trabajo los valores de las constantes a y b para las temperaturas reales del sistema industrial.

El mismo criterio de Cockroft y Latham emplean en su trabajo Ceretti et. al. [3], en el cual los autores simulan el proceso de laminación oblicua utilizando el núcleo de resolución de un software comercial de deformación plástica. En dicho trabajo utilizan suposiciones similares al trabajo de Mori et.al. y desarrollan la variación de diámetro de tocho provocada por los cilindros como un caso de forja oblicua.

Se destaca un trabajo sobre el proceso tribológico sobre la superficie de los mandriles realizado por Ohnuki, Hamazu y otros [19]. En este trabajo se realizó el análisis y el cálculo de la temperatura externa de mandriles de perforación Mannesmann, así como de laminadores tipo press-roll piercers y cross roll piercer. Los autores midieron la temperatura externa de los mandriles corroborando los cálculos, realizaron análisis de composición del óxido superficial que recubría los mandriles, llegando a la conclusión de que existía una capa de óxido que alcanzaba su temperatura de fusión debido a la temperatura inicial del tocho sumado al aporte térmico por fricción entre material y mandril y por fricción interna del material en perforación. Los autores completaron el desarrollo detallado de su metodología con gráficos de mediciones de temperatura interna del mandril, afirmando que la capa de óxido constituye una barrera térmica debido a su baja conductividad, ya que la temperatura del interior del material $50\mu m$ por debajo de la superficie llegaba $900^{\circ}C$ cuando en el exterior alcanzaba los $1250^{\circ}C$.

2.4. Tribología de altas temperaturas.

Tribología en general.

Fricción y modelos de desgaste. Modelos de fricción más comunes y modelos de desgaste.

Ecuaciones utilizadas en los inicios de la investigación en desgaste [20] son actualmente empleadas en modelos computacionales para calcular el desgaste. Estas fórmulas expresan el desgaste como el volumen abradido o perdido por desgaste por unidad de distancia recorrida y es proporcional a la carga dividida por la dureza del material. Comúnmente se utiliza una constante de proporcionalidad que depende de las propiedades del material.

Con técnicas desarrolladas inicialmente por Kalker [21] y luego por otros [22] se utilizó la compliancia normal (inversa de la rigidez) con alto

grado de satisfacción. El empleo de la compliancia tangencial requiere información acerca del esfuerzo de corte por contacto o de la distribución de desplazamientos en la superficie. De esta manera se deben hacer suposiciones que no se pueden confirmar, por lo que los resultados son tan buenos como estas suposiciones.

Surgimiento del modelo

Es fácil ver, a través de la experimentación, que el coeficiente de fricción varía significativamente de acuerdo con la velocidad y la carga y variaciones del orden de 4 a 1 son comunes [23, 24, 25]. Se han elaborado explicaciones satisfactorias basadas en efectos térmicos dependientes de la superficie real de contacto, pero son difíciles de expresar en términos de descripción de fricción utilizados comúnmente por las normas. Los coeficientes de desgaste varían significativamente entre casos y sistemas tribológicos y diferencias del orden de 10 a 1 son usuales. Se han encontrado explicaciones cualitativas que aún son difícilmente adaptables a códigos computacionales.

La teoría de los terceros cuerpos se aplica tanto al modelado de la fricción como al del desgaste. Postula que, en el sistema tribológico en el cual dos cuerpos entran en contacto deslizante, se produce el desprendimiento de partículas de uno o ambos cuerpos primarios, quedando atrapadas en la zona de contacto. A estas partículas se los denomina terceros cuerpos y son determinantes del comportamiento del sistema.

Modelado de la fricción.

Hay tener en cuenta que es necesario conocer la física de la resistencia a la fricción antes de intentar modelar ese esfuerzo y que este esfuerzo es la integral de la distribución de esfuerzos de corte en la interfase. La dificultad principal en el modelado de la fricción es la existencia de diferentes etapas gobernadas por modelos y ecuaciones diferentes y la existencia de valores umbral que las delimitan. Asimismo, se debe considerar el tensor y no el vector de tensiones en la superficie de ambos materiales del sistema en la descripción del contacto, de acuerdo con las condiciones de contorno de Coulomb. De esta manera, la distribución de tensiones en la superficie en contacto es gobernada por la respuesta tensional de todo el espécimen y no sólo por la física de superficie. Existe una aproximación sistemática [26] que utiliza la interpolación entre resultados experimentales para predecir el desgaste,

elaborados por sistemas simples pero que no puede extrapolar más allá de las condiciones de experimentación. Esta aproximación puede producir datos globales del coeficiente de fricción rápidamente pero no da información acerca de la distribución de tensiones tangenciales que se espera de un modelo de contacto de tres cuerpos.

La aproximación fundamental se basa en un conocimiento profundo acerca de:

- Las condiciones de adhesión entre terceros cuerpos y primeras superficies de contacto, las que van a influir en el deslizamiento y como condiciones de contorno en el modelo [27].
- El comportamiento de las zonas más o menos cohesivas en las que hay terceros cuerpos [27, 28, 29] bajo las condiciones de altas velocidades de deformación impuestas por los contactos.
- El conocimiento de la reología de estas capas de terceros cuerpos bajo condiciones de contacto.

Modelado del desgaste.

La mayoría de los estudios sobre desgaste [30] se concentran en los mecanismos de arranque de partículas de primeros cuerpos y relacionan la tasa de desgaste con esta tasa de desprendimiento de partículas, las cuales obedecen a los siguientes mecanismos: adhesión, abrasión y fatiga. A estos mecanismos se les puede sumar el mecanismo de corrosión y posiblemente otros efectos. Estudios de elasticidad [22] plasticidad [31, 32] y fractura [33, 34] han determinado como los primeros cuerpos responden a cargas externas e indirectamente explican el mecanismo de desprendimiento de partículas. La teoría de tercer cuerpo presenta la realidad de una manera diferente al sugerir que la tasa de desgaste está gobernada por tres factores aparentemente independientes: desprendimiento de partículas, propiedades de estos terceros cuerpos desprendidos, dinámica del medio. Esta teoría postula que las partículas una vez desprendidas son atrapadas durante un tiempo por razones puramente geométricas y establece que una partícula pequeña ($10^{-6}m$) no puede ser instantáneamente eliminada de un contacto comparativamente amplio ($10^{-2}m$) causando que el sistema en general pase gradual y rápidamente de uno de

dos cuerpos a uno de tres. La tasa de desprendimiento de partículas es dependiente de la forma del contacto, las condiciones cinemáticas y dinámicas del contacto y las propiedades de la capa de terceros cuerpos. De esta manera, la presencia de debris no es tan perjudicial como se podría suponer inicialmente ya que puede actuar como un lubricante o capa protectora, haciendo descender los coeficientes de roce. Cortos tiempos de permanencia de partículas dentro del sistema de tres cuerpos (equivale a una alta tasa de desprendimiento) demuestran la existencia de un contacto con baja protección por medio de los debris y la generación de nuevas partículas. Por lo tanto, el proceso que gobierna el desgaste en este caso es la tasa de creación de debris. Por el contrario, si se observan largos tiempos de permanencia de los debris en el sistema tribológico, esto indica que el desgaste está controlado por las propiedades protectoras de la capa de debris, o sea, por la lubricación por terceros cuerpos. En cualquiera de los dos casos se llega a un estado estacionario de velocidad de desgaste constante.

Se concluye de este breve análisis que:

El desgaste en un sistema de terceros cuerpos está gobernado por el flujo de partículas de desgaste fuera del sistema tribológico de contacto, o sea que está controlado por la eyección de partículas. Es correcto hablar de partículas de desgaste generadas por adhesión, abrasión, fatiga, etc, pero no es correcto hablar en estos casos de desgaste por dichos mecanismos, ya que no se estaría describiendo suficientemente el proceso.

Es posible medir el flujo de partículas eyectadas por la zona de desgaste en la mayoría de los casos experimentales, sin embargo, es casi imposible medir el tiempo de permanencia de las partículas de debris en la interfase tribológica. Asimismo, no es un valor científico intrínseco, sino que depende de varios parámetros. El flujo de debris fuera de la zona de desgaste depende de:

Las condiciones de borde del sistema Las condiciones reológicas, dependientes de los materiales, presión, temperatura y esfuerzos de corte en la interfase.

Los tiempos de permanencia dentro de dicha zona se dependen de:

- Energía superficial y adhesión.
- Comportamiento de la capa de debris, en términos de cohesión, superficie específica, reactividad, adsorción, etc.

Estos dos análisis expuestos aparecen como líneas de trabajo separadas en el ámbito de la tribología. De todas maneras, no es posible establecer una base sólida para modelar los procesos tribológicos utilizando los modelos existentes de desgaste o de fricción, por lo que se re-establece la necesidad de nuevos modelos. Convergen a la elaboración de nuevos modelos tribológicos los siguientes aspectos:

- Mecánica de fractura: en los procesos de rotura y desprendimiento de partículas y los campos de tensiones necesarios para ello.
- Composición de los debris y su reología: incluso bajo el mismo estado estacionario la misma combinación primaria de primeros cuerpos puede producir diferentes terceros cuerpos bajo condiciones de diferentes cargas, velocidades, temperaturas, atmósferas, etc. Los cambios en composición con las variaciones de los parámetros operacionales deben ser identificados.
- Fricción de paredes deslizantes: factores de adherencia entre paredes y entre debris y primeros cuerpos, que depende de la rugosidad de las paredes y el tamaño de los debris, así como indirectamente de los parámetros que influyen en la geometría de los debris.

El objetivo principal del presente trabajo de Tesis, hallar una ecuación fenomenológica que sea útil para predecir el desgaste del herramental en estudio en función de los parámetros de proceso, afrontó ciertas dificultades en este punto.

La mínima cantidad de ecuaciones simultáneas para resolver este problema son:

Ecuaciones del material trabajado:

- El campo de velocidades de desplazamiento: $\vec{v}(x, y, z, t)$.
- El trabajo plástico consumido: $W = \int_V \sigma : \varepsilon, dV$
- La ecuación constitutiva del tocho: $\sigma_{Flow} = f_1(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, \theta, t, \dots)$

Ecuaciones del sistema tribológico:

- Coeficientes de fricción mandril - tocho: $\mu = f_2(\theta, F_{Normal}, \vec{v}_{Relativa}, \dots)$

- Ecuación (a elaborar) representativa del sistema tribológico del mandril: metal base-óxido-terceros cuerpos-tocho.

Es necesario tener en cuenta la extrema complejidad del cálculo numérico que involucra resolver estas ecuaciones con la geometría del proceso dinámico de perforación directa, altamente compleja, cuando además se desea incluir en la formulación ecuaciones que describan adecuadamente el coeficiente de fricción, μ , del cual no se encuentra una expresión que se adapte a este caso, aunque se pueden utilizar valores experimentales constantes entre 0,4 y 0,8.

En principio se pensó en poder obtener de la literatura un modelo de ecuación fenomenológica del tipo:

$$\Delta Volumen = f(T^{\circ}C, \sigma_F, Potencia, Geometría, Material, etc \dots) \quad (2.9)$$

Esta ecuación no pudo ser definida con precisión dada la amplia cantidad de criterios encontrados en la literatura y la gran cantidad de variables intervinientes en el proceso de perforación. La intención fue poder mantener constantes algunas variables e ir modificando las otras para ver cuáles de ellas tenían mayor influencia en el proceso y así poder definir un modelo que describa el comportamiento observado.

Tribología de altas temperaturas.

Teoría termomecánica del desgaste.

El efecto de calentamiento cuando existe movimiento relativo de deslizamiento entre dos cuerpos es siempre coexistente con el de desgaste. El trabajo aplicado para sobreponerse al esfuerzo provocado por la fricción genera calor en la interfase. La transferencia del calor generado provoca que existan campos de tensiones de origen térmico. Este aumento local de temperatura también puede tener influencia en las propiedades físicas y microestructurales de ambos cuerpos en contacto. Los primeros trabajos acerca del aumento de la temperatura generada por el contacto tribológico de Blok [35] y posteriormente Archard [36] llamó la atención sobre la influencia de esta variable. Barber [37, 38] y Burton [39] posteriormente estudiaron la inestabilidad termoelástica y las distorsiones de la superficies debidas a la expansión térmica

por calentamiento por fricción. Kennedy y Ling [40] utilizaron el método de elementos finitos para calcular el campo tensional utilizando el criterio de fluencia por máxima energía de deformación para predecir la rotura de un elemento de freno mecánico. Quinn [41, 42, 43, 44] propuso una teoría oxidacional en la cual la temperatura está incluida en el espesor de la película de óxido superficial, y determina el desgaste por el desprendimiento de esta capa cuando se alcanza un espesor límite. El análisis de esfuerzos generados en un cuerpo semi infinito debido a una fuente de calor móvil fue investigada por Burton y Tseng [45] para un caso de tensión plana en dos dimensiones. En dicho análisis encontraron que las tensiones de compresión generadas en el cuerpo fueron aproximadamente diez veces mayores que la carga normal aplicada. Huang y Ju [46] estudiaron el problema de rotura termomecánica de un medio semi infinito debido a una aspereza viajando a alta velocidad. En su análisis, los campos de tensiones isotérmicas y térmicas fueron calculados y combinados en la resolución del problema de rotura superficial mediante el criterio de Von Mises.

Modelo termomecánico

Este modelo, propuesto por Ting y Winer [47], supone que las asperezas en el contacto son esféricas, el área de contacto es circular y la distribución de presión es hemisférica. Si el coeficiente de fricción es constante a lo largo de toda la región de contacto, hay tres solicitaciones superficiales similarmente distribuidas en el área real de contacto: calor generado por fricción, tensión normal y tangencial. Se supone válida la superposición de los campos tensionales en el sustrato provocados por las tensiones de superficie y por las tensiones térmicas provocadas por el calentamiento por fricción. Esta teoría supone que la única fuente de calor en el sistema es la generada por la fricción, y las propiedades del sustrato son de homogeneidad, isotropía y comportamiento termoelásticamente lineal. Posteriormente utiliza las ecuaciones de termoelasticidad para calcular el campo tensional debido a las tensiones y luego la ecuación de Navier, con fuerzas volumétricas nulas, para incluir los desplazamientos provocados por el campo de tensiones de origen térmico a través de una función potencial (dada la simetría cilíndrica del modelo) y de esta manera obtener los valores de tensiones.

No obstante, los esfuerzos provocados por temperatura no satisfacen completamente las condiciones de contorno de esfuerzos de tracción por lo cual

es necesario introducir una tensión ficticia. Si bien las predicciones realizadas mediante esta teoría no dan una buena estimación, sí muestran la importancia de las tensiones provocadas por la generación de calor por fricción.

Propuesta de un parámetro de desgaste para mandriles de perforación.

En vista de la importancia que tiene la geometría del mandril y los datos que aporta la curva de esfuerzo axial al inicio de la perforación acerca del estado de la herramienta, se decidió definir un parámetro de desgaste que fuera independiente de la forma de la herramienta, a través del cual se pudiera medir el desgaste observado. Al no existir aún en literatura un parámetro que cuantifique el desgaste de mandriles en perforación ni de otro herramienta siderúrgica similar, se realizó la adaptación de un coeficiente tribológico utilizado en el estudio del desgaste mediante ensayos tipo pin-on-disc. Este coeficiente de desgaste, K , es definido en literatura [48] como:

$$K = \frac{V_P}{F_N \cdot L_D} \quad (2.10)$$

donde V_P es el volumen de material perdido, F_N es la fuerza normal al pin en el ensayo (es constante durante el mismo) y L_D es la longitud de deslizamiento relativo entre pin y disco.

En el caso del sistema tribológico del ensayo pin-on-disc, el esfuerzo normal es aproximadamente constante en toda la sección del pin, así también lo es la velocidad relativa del disco respecto de la superficie del pin y el desgaste local.

El esquema de fuerzas utilizado en la implementación de este parámetro para mandriles de perforación se puede apreciar en la figura [2.7].

En el caso de los mandriles de perforación, los valores de tensión normal, así como también el ángulo del diferencial de superficie respecto al eje y la tensión tangencial son supuestas constantes sólo en cada sección anular a lo largo del eje, definida en la proyección dz sobre el eje axial del mandril. Tanto el esfuerzo normal como la velocidad relativa varían sección a sección, y además, el volumen de material no sólo es perdido, sino que en algunos casos es ganado debido a la adherencia de material del tocho o por el desplazamiento de material del mandril por deformación plástica a altas temperaturas.

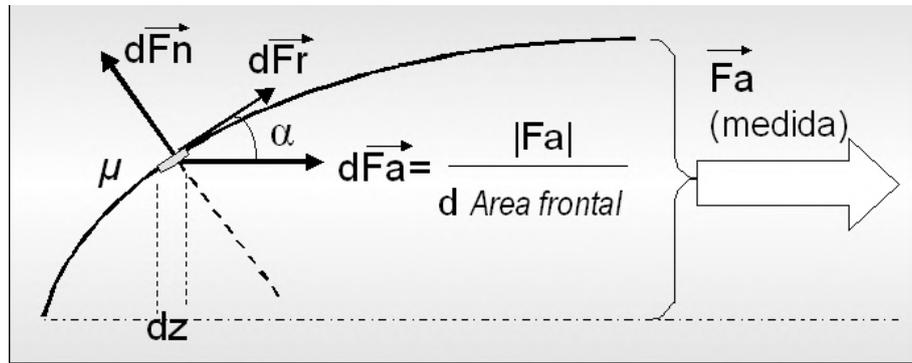


Figura 2.7: Esquema de fuerzas para la determinación del parámetro de desgaste adaptado, K . La curva representa el perfil del mandril a lo largo de su eje, mientras que μ es el coeficiente de fricción local y $dF_N = dF_a/(\mu \cdot \cos \alpha)$.

$$K_{Abrasion} = \sum \frac{(V_P)_i}{(F_N)_i \cdot (L_D)_i} \quad (2.11)$$

$$(F_N)_i = \frac{(F_a)_i}{(\mu)_i \cos(\alpha)}$$

$$(L_D)_i = \pi \cdot \left(\frac{D_b}{2}\right)^2 \cdot \frac{L_t}{(A_t)_i} \quad (2.12)$$

Figura 2.8: donde D_b y L_t son el diámetro y la longitud iniciales del tocho y $(A_t)_i$ es el área transversal de la sección del tocho para cada dz .

En el modelo propuesto, el parámetro tiene la forma de una sumatoria de pequeños coeficientes de desgaste locales:

La longitud de deslizamiento relativo $(L_D)_i$ se define a través de la constancia de volumen en el cambio de forma de la sección.

Teniendo en cuenta el trabajo de Ohnuki et.al. [19] donde establece la existencia de una capa de óxido fluido en la zona de contacto, y en vista de las variaciones bruscas de esfuerzos y temperatura del sistema tribológico en estudio, es evidente la limitación de una ecuación elaborada en base a un sistema de estudio de desgaste del tipo abrasivo.

Se hace necesario entonces complementar la propuesta de este modelo con un análisis que involucre más factores que inciden en las variables incluidas en la ecuación, así como también que tenga en cuenta características físicas

y microestructurales del mandril, en vistas a la elaboración de un modelo seguramente más complejo pero sin dudas más cercano al fenómeno real.

2.5. Modelos y variables adoptadas para el estudio del proceso de perforación Mannesmann

En resumen, luego de un exhaustivo análisis de todos los trabajos mencionados, además de los consultados en la bibliografía complementaria, en este trabajo de tesis se utilizaron las ecuaciones propuestas por Erman [4] expuestas en [2.13] y se seleccionaron las siguientes variables principales:

- **Temperatura del material.**
- **Geometría de los mandriles y cilindros (que determinan la deformación y la velocidad de deformación).**
- **Stich-zahl (cantidad de vueltas de la sección en deformación antes de encontrarse con la punta del mandril), determinado por el ángulo de inclinación y velocidad de los cilindros, el sobreaccionamiento del mandril y eficiencia de alimentación:**

$$N = \frac{D_b \cdot L_f}{4 \cdot A_C \cdot \eta \cdot \varphi/2} \quad (2.13)$$

donde D_b es el diámetro del tocho, L_f es la longitud de la zona de alimentación, A_C es el área transversal del perforado, $\varphi/2$ es el ángulo de alabeo de los ejes de cilindros y η es la eficiencia de alimentación definida por: $\eta = \frac{\nu}{(D_{Cil}/2) \cdot \omega_{Cil} \cdot \sin(\varphi/2)}$, donde ν es la componente tangencial de la velocidad de los cilindros, ω_{Cil} es la velocidad de giro de los cilindros en rad/s y D_{Cil} es el diámetro de los cilindros en la garganta.

- Se adoptó el criterio empleado en el estudio de Smirnov [8] en relación con los modos de fractura del material durante el trabajado mecánico para el análisis, postulando que el mecanismo de creación del hueco interno en el tocho antes del contacto del material con el mandril es producido por el colapso plástico debido al agotamiento de la capacidad del material de absorber deformación plástica (de acuerdo con el criterio de Cockroft-Latham). Luego de la apertura del hueco en el tocho por

el mandril el modo de rotura en el eje del tocho cambia de colapso por tensiones de corte al de desgarramiento asistido por una componente hidrostática positiva del tensor de tensiones. La preponderancia de este modo de rotura es inversamente proporcional al sobre accionamiento del mandril y directamente proporcional al stich-zahl y a la reducción diametral en la garganta.

- Se adoptó el concepto del óxido superficial de los mandriles como aislante térmico para asegurar la resistencia de la micro estructura subyacente.
- Se hizo propio el criterio propuesto por Ohnuki, Hamazu y otros [19] en el cual se propone la fluidización de una capa de óxidos sobre la superficie del mandril producto del aporte térmico y esfuerzos de corte sobre la superficie.
- Finalmente, se decidió implementar un análisis multivariable para la identificación de las variables determinantes de la vida útil del mandril en la búsqueda de una herramienta para la predicción del desgaste en perforación.

Capítulo 3

Actividades experimentales

3.1. Descripción y análisis de características tribológicas del proceso industrial.

Se analizaron las características del proceso a escala industrial y la factibilidad de contar con datos a escala real.

El proceso a escala real persigue el objetivo de fabricar perforados con dimensiones acotadas a expensas de modificar simultáneamente valores diferentes variables tecnológicas, como por ejemplo, separación de cilindros laminadores, sobreaccionamiento del mandril, posición de los soportes lineales, etc. Además, un mismo mandril puede ser utilizado en productos diferentes en cuanto a aleación, dimensiones, etc. De esta manera no se podía relacionar la incidencia de la fluctuación de cada variable en particular en los resultados del proceso. Tampoco se contaba con datos de las magnitudes de los esfuerzos sobre la superficie de los mandriles a plena escala.

Dado que el proceso de perforación Mannesmann es muy particular, se realizó un análisis previo y a grandes rasgos de los esfuerzos esperados en el material y en el herramental como para evaluar la posibilidad de replicarlos en laboratorio mediante las máquinas de ensayos existentes en Intema. Esto dio como resultado la evidente diferencia sustancial del proceso en estudio con cualquier otro proceso industrial y de laboratorio.

La herramienta, llamada mandril, que conforma el perforado a partir de una barra cilíndrica maciza, está sometida a esfuerzos mecánicos y térmicos diferentes a cualquier otra herramienta siderúrgica, como por ejemplo:

- Contacto bajo grandes esfuerzos normales y de corte y a las más altas temperaturas de trabajado mecánico (más de 1200°C)

- Choque térmico severo y enfriamiento rápido por lluvia de agua e interno en la herramienta.
- Abrasión del tipo tercer cuerpo con óxidos de hierro a altas temperaturas (casquilla) atrapados entre la herramienta y el material trabajado.
- Grandes deformaciones plásticas superficiales.

Dadas las solicitaciones particulares y el desconocimiento de los valores de temperaturas exactas y tensiones normales y de corte sobre el herramental, se decidió diseñar y construir un perforador a escala de laboratorio. Para ello se contó con fondos limitados pero con la experiencia y capacidad del personal de taller de Intema. Por otro lado, se solicitó un Proyecto de Investigación en Ciencia y Tecnología (PICT) a la Agencia de Promoción Científica y Tecnológica, el cual fue adjudicado en concurso público y hecho efectivo bajo el título "Macro y micromecanismos de desgaste".

Asimismo, se estableció que existe una diferencia entre los procesos de desgaste observados a escala industrial respecto de los esperables en ensayos de desgaste a escala de laboratorio.

3.2. Diseño y construcción de herramientas de laboratorio para el análisis de los fenómenos de desgaste en perforación Mannesmann.

Diseño y construcción de un perforador a escala de laboratorio. Actividades desarrolladas

Tal como se aclaró anteriormente y dada la imposibilidad de realizar análisis de mandriles ni llevar a cabo ensayos de perforación a plena escala, se tornó imprescindible diseñar y construir un perforador a escala de laboratorio. El objetivo de construir este prototipo fue crear una herramienta de estudio que no existía hasta entonces, con la posibilidad de medir parámetros del proceso y esfuerzos sobre el herramental, así como también el desgaste del mandril.

La construcción de este prototipo tuvo como objetivo analizar la influencia de cada variación de los parámetros tecnológicos del proceso en los resul-



Figura 3.1: Primer prototipo de Perforador Mannesmann a escala de laboratorio, en funcionamiento en la Div.Soldadura y Fractomecánica - Intema

tados a registrar en tiempo real durante ensayos de perforación a escala de laboratorio. Estos registros, almacenados en computadora, comprenden los siguientes datos:

- Esfuerzo sobre el herramental: fuerza ejercida sobre el mandril, sobre los cilindros laminadores y soportes lineales.
- Temperatura del mandril.
- Consumo eléctrico de ambos motorreductores accionadores de los cilindros laminadores.
- Variación del perfil del mandril a lo largo de las secuencias de perforación.

La descripción de este equipo se puede encontrar en el apéndice [A](#). Luego de validar el equipo por un conjunto de expertos del grupo Tenaris como

máquina de ensayos de desgaste a altas temperaturas en perforación Manesmann, la empresa TenarisCINI S.A., solicitó a Intema, División Soldadura y Fractomecánica, la construcción de un prototipo con mejoras en el diseño respecto del anterior. El rediseño y construcción de este segundo prototipo se realizó a través de un contrato de Servicios de Innovación Tecnológica (años 2005-2006). El mismo se encuentra instalado y funcionando en el Centro de Investigaciones Industriales de TenarisSiderca S.A. en la ciudad de Campana.

Las mejoras respecto del prototipo anterior consisten en la posibilidad de modificar parámetros del proceso de manera más rápida y controlada, perforar tochos de longitudes hasta $200mm$, con lo que se logra obtener perforados de aproximadamente $300mm$, permitiendo estudiar variaciones del espesor y ovalidad a lo largo del mismo. Además el equipo cuenta con la posibilidad del registro de mayor cantidad de esfuerzos sobre el sistema. En el apéndice **B** se describe este nuevo prototipo en detalle.

Desarrollo de dispositivos electrónicos de medición necesarios para el estudio de parámetros operativos y del desgaste

Ambos prototipos cuentan con un sistema electrónico de registro de diversas variables, digitalización simultánea y transmisión por fibra óptica a computadora para su almacenamiento y análisis posterior. El prototipo inicial se encuentra instrumentado con strain gages en la estructura para registrar el esfuerzo separador sobre los cilindros, así como de una celda de carga en el interior del husillo para registro de los esfuerzos axiales sobre el mandril.

Tanto los esfuerzos como los consumos eléctricos de los motorreductores son adquiridos por un sistema electrónico diseñado y construido por el Laboratorio de Instrumentación y Control (LIC) de la Facultad de Ingeniería - UNMdP. Este equipo, denominado módulo de adquisición, cumple la función de registrar, acondicionar y codificar los registros de parámetros de proceso para su almacenamiento y posterior análisis mediante una computadora. La descripción de este módulo se encuentra en el apéndice **D**.

Se desarrolló una técnica novedosa de registro de temperatura interna del mandril durante las perforaciones cuya descripción completa se encuentra en el apéndice **C**.

Este sistema presentó una gran dispersión de los datos registrados debido

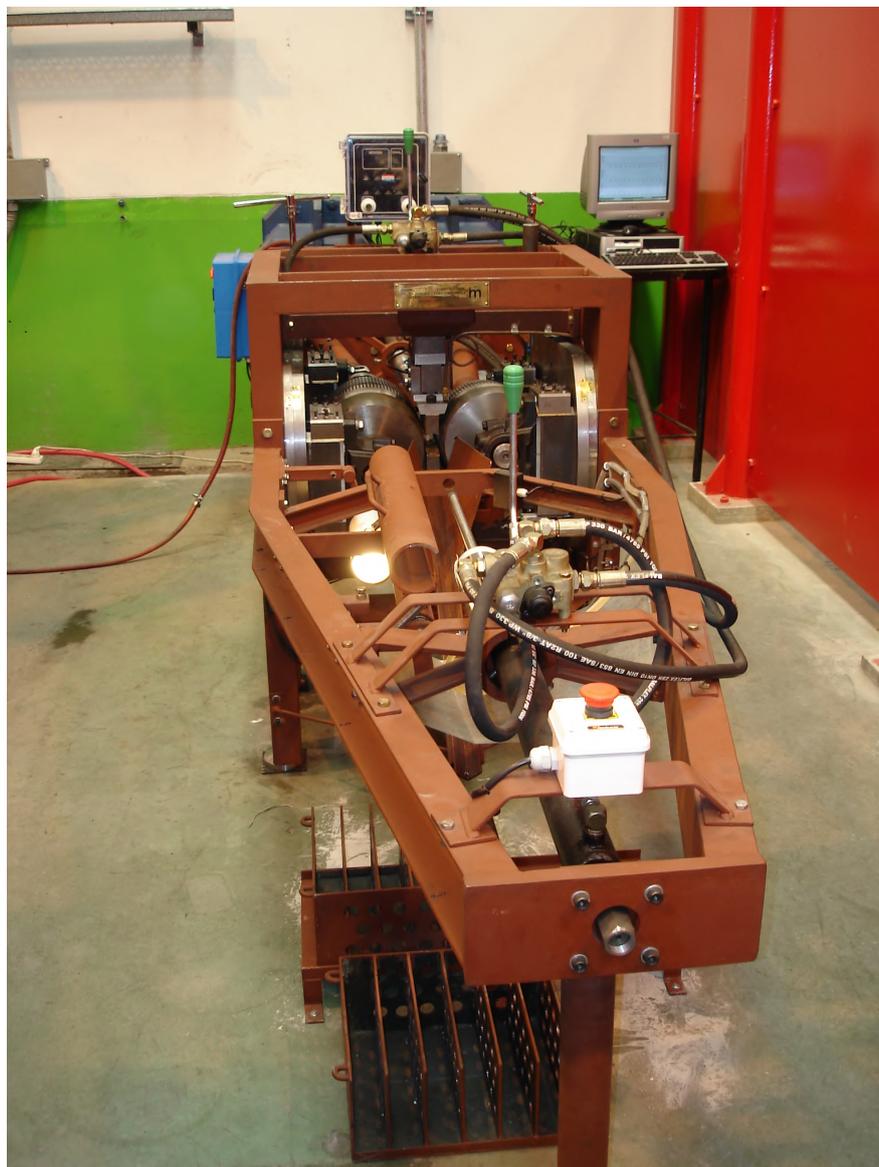


Figura 3.2: Perforador Mannesmann a escala de laboratorio instalado en el Centro de Investigaciones Industriales de TenarisSiderca S.A. en la ciudad de Campana

al contacto del agua de refrigeración con los circuitos por falla de la aislación y la falla del blindaje interno de la termocupla. No obstante no poder utilizar los resultados obtenidos por su escasa cantidad y dispersión, la técnica mostró resultados interesantes.

El prototipo modificado cuenta con la posibilidad de registrar en una computadora mayor cantidad de variables que el anterior en cuanto a esfuerzos sobre los soportes de los ejes de cilindros y soportes lineales. Para mayor información, referirse al apéndice [B](#).

Para ambos prototipos se desarrolló una técnica novedosa de registro de desgaste de los mandriles utilizando fotografía digital y análisis posterior de las mismas. Los registros por cada secuencia de perforación almacenados en disco rígido se analizan posteriormente utilizando un conjunto de programas en entorno matemático Matlab®, tanto para los datos registrados por el módulo electrónico como para los elaborados a partir de las fotografías digitales de los mandriles. Una descripción detallada de este sistema de programas se encuentra en el apéndice [E](#).

Se elaboró un protocolo de ensayos Mannesmann a escala de laboratorio, incluido en el apéndice [B](#).

Capítulo 4

Análisis de mandriles a escala de laboratorio.

4.1. Planificación de ensayos de desgaste en perforación a escala.

Debido a que los materiales de los mandriles a plena escala y a escala de laboratorio poseen las mismas características térmicas y mecánicas mientras que sus características geométricas cambian, no se logró establecer una correspondencia directa entre ambos perforadores. No obstante, se observaron mecanismos tribológicos de desgaste similares en mandriles utilizados en ambos equipos.

En vista de lo expuesto, se decidió utilizar el prototipo a escala como herramienta de análisis de desgaste de mandriles por comparación de comportamientos.

Se planificó realizar ensayos de perforación a escala a diferentes temperaturas de horno manteniendo las condiciones geométricas de la perforación, es decir, igual separación entre cilindros, adelantamiento de mandril, caudal de refrigeración y tiempo de permanencia en el horno de los tochos. El objetivo de estos ensayos fue además comparar el comportamiento de dos diferentes aleaciones con, a su vez, diferentes tratamientos termoquímicos superficiales.

Esta planificación se pudo llevar a cabo en forma parcial ya que existieron dificultades técnicas por las cuales los tiempos de permanencia en horno y temperatura del mismo sufrieron variaciones respecto de lo planificado. Estas dificultades encontradas se exponen en el apéndice **F**.

Previo al análisis de los mandriles, inicialmente se buscó relacionar los

comportamientos con los observados en la planta a escala real.

No obstante se completó un grupo de veintinueve series de ensayos de desgaste en perforación a escala de laboratorio y el análisis metalográfico, mediante EDS y nanoindentación de cinco mandriles utilizados en sendas series de ensayos.

Cada serie de ensayos implica: la preparación de una cantidad de tochos y su calentamiento hasta aproximadamente 1200°C a 1250°C durante aproximadamente cinco horas en el horno eléctrico, la colocación del mandril en la lanza con su sistema de registro de temperatura interna y la realización de la serie de perforaciones.

La cantidad de tochos a perforar depende de la capacidad del horno. Es necesario tener en cuenta que se laminan oblicuamente seis tochos sin mandril a fin de precalentar los cilindros laminadores. La capacidad total del horno es de veintisiete tochos, por lo cual se realizan secuencias de perforación de no más de veintiún tochos.

El tiempo que dura una serie de ensayos oscila entre treinta y cuarenta y cinco minutos, dependiendo de la cantidad de tochos y ocupa a un mínimo de tres operarios.

4.2. Fabricación de mandriles a escala de laboratorio.

Aleaciones utilizadas en la fabricación de mandriles a escala y tratamientos superficiales.

Los mandriles a escala de laboratorio fueron provistos por Titania S.A., proveedora de herramental siderúrgico de numerosas empresas del país y del exterior.

Las aleaciones utilizadas para las secuencias de perforación a plena escala son en su mayoría de acero de bajo a medio carbono con bajo contenido de níquel, cromo y molibdeno y que también contienen en bajo porcentaje silicio y manganeso. También se utilizan superaleaciones base níquel y base cobalto.

Las aleaciones de los mandriles utilizados para este trabajo de Tesis, así como también los tratamientos termoquímicos superficiales, son propiedad intelectual de TenarisSiderca S.A., y en virtud de un contrato de confidencialidad pre-existente no se divulgarán datos precisos de composición química

ni tratamientos térmicos.

Los mandriles a escala utilizados para análisis metalográfico se clasificaron en dos grupos según su aleación: MTC y PIW. Estas aleaciones base hierro son de posible uso para mandriles a plena escala.

MTC Acero de 0,2% a 0,3% C aleado al Cr-Ni.

PIW Acero de 0,15% C aleado al Cr-Ni-W.

Todos los mandriles fueron tratados termoquímicamente para alterar sus características superficiales mejorando el comportamiento al desgaste.

Este tratamiento genera una capa de óxidos por crecimiento intergranular desde el metal base, el cual actúa como barrera térmica protegiendo del calor al interior del material y como lubricante a altas temperaturas entre el tocho y el mandril. Este tratamiento de oxidación a altas temperaturas consiste, para mandriles a plena escala, en su exposición a una mezcla constituida por los gases de combustión de un horno industrial de tratamientos térmicos.

En el caso de los mandriles de laboratorio se realiza el mismo tratamiento pero con condiciones más controladas. La atmósfera del horno de tratamiento presenta un contenido bajo en oxígeno. Durante todo el tratamiento termoquímico se utiliza la misma mezcla de gases.

Para las puntas PIW, que contienen tungsteno y algo más de silicio que las aleaciones convencionales, denominadas MTC, se utilizan dos tratamientos termoquímicos superficiales con diferentes proporciones de oxígeno, monóxido y dióxido de carbono y vapor de agua.

Este tratamiento termoquímico se encuentra aún en etapa experimental por parte de TenarisCINI S.A.

El primer grupo presenta el mismo tratamiento superficial para todas sus muestras. Este grupo de mandriles a escala fue tratado termoquímicamente bajo atmósfera controlada de la misma manera que los utilizados en la industria.

Para el segundo grupo se realizaron dos tratamientos superficiales, llamados PIW20 y PIW30, efectuados en dos laboratorios diferentes, lo cual da como resultado cuatro subgrupos. Se tomaron para el estudio seis mandriles comprendiendo ambas aleaciones y tratados en uno de los laboratorios. Los mandriles fueron nombrados con las letras de la B a la F y Çero”.

El mandril A, de aleación MTC, fue utilizado durante la calibración del equipo, por lo cual no se registraron variables durante las secuencias de perforaciones realizadas con el mismo y no se lo tomó en cuenta en este trabajo.

El mandril B es el de aleación MTC y los mandriles C, D, E y F son de aleación PIW, siendo los dos primeros de esta aleación modificados superficialmente con el tratamiento PIW20 y los E y F con el PIW30.

El mandril que no fue empleado en ensayos de desgaste y fue incluido en resina, seccionado y metalografiado, es de aleación MTC y fue denominado mandril 0 (cero).

El criterio con el cual se han elaborado las aleaciones utilizadas es el de un mandril de bajo costo relativo a las superaleaciones base Níquel o base Cobalto. Estos mandriles base hierro, tratados superficialmente, presentan la característica principal de tener la capacidad de regeneración continua de una barrera térmica de óxidos durante el servicio. Esta capa de óxidos es útil mientras que no se alcancen temperaturas suficientemente elevadas como para comprometer la integridad de la matriz soporte. Se puede establecer que en todos los mandriles estudiados la temperatura ha superado el límite más allá del cual se produce la deformación plástica del interior del mandril, lo que tiene como consecuencia la pérdida de forma de la herramienta. La modificación de la geometría del mandril tiene a su vez asociada la acumulación excesiva de óxidos en su extremo más solicitado.

La capa de óxidos original tiene un espesor mínimo de cerca de $50\mu m$ tal que mantiene la temperatura de la matriz por debajo de cierto umbral (alrededor de $1100^{\circ}C$) por encima del cual se produce la caída de sus propiedades mecánicas. No obstante, esto también se puede producir si se provocaran velocidades de deformación locales en el material tales que elevaran la temperatura de la superficie del mandril lo suficiente o si se produjera la acumulación de óxidos del material del tocho impidiendo la extracción de calor a través del mismo. En este último caso, se produce la fluidización del óxido [19], aumentando el coeficiente de transferencia de calor local y tal vez afectando las propiedades mecánicas del óxido subyacente. El efecto de fluidización del óxido podría llegar a influir en los valores de tensiones de corte sobre el mandril.

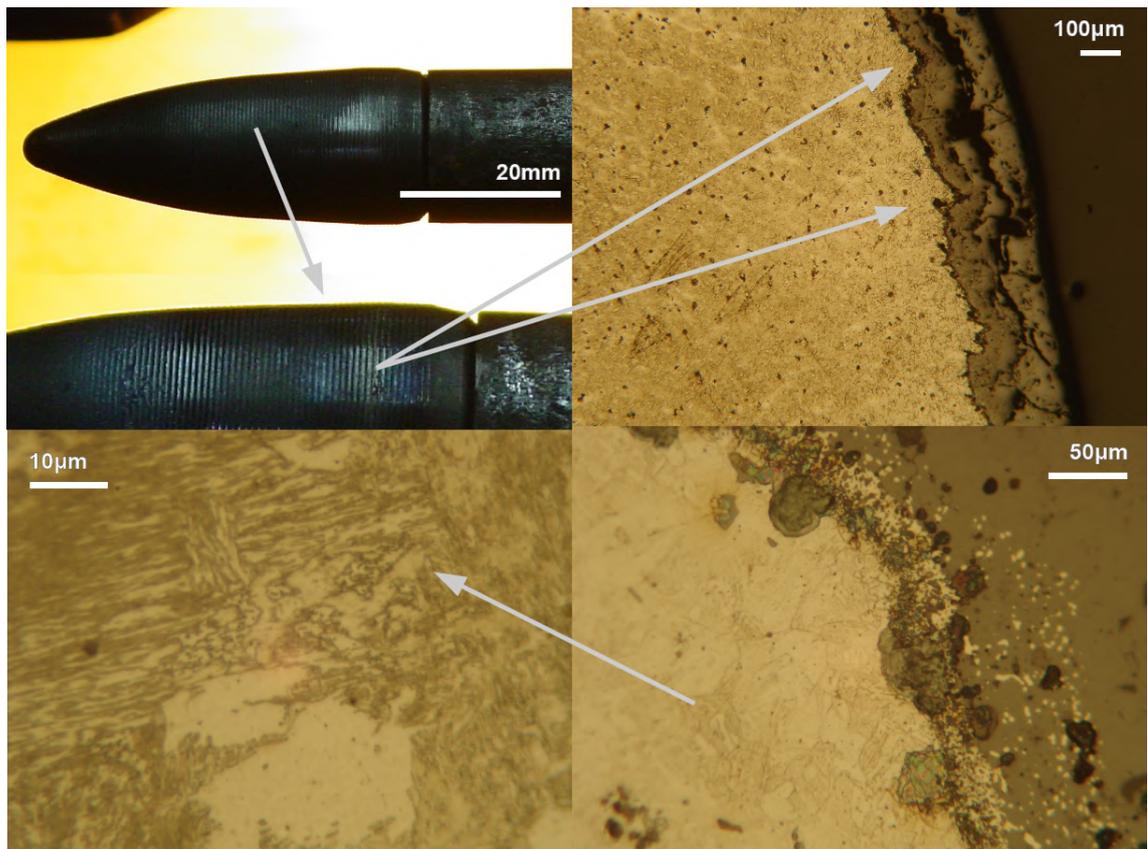


Figura 4.1: Deformación plástica de las ondulaciones del perfil del mandril. Se puede observar, arriba a la izquierda, el mandril sin desgaste mostrando las ondulaciones de manufactura. En las demás fotos, la microestructura bainítica debajo de la superficie.

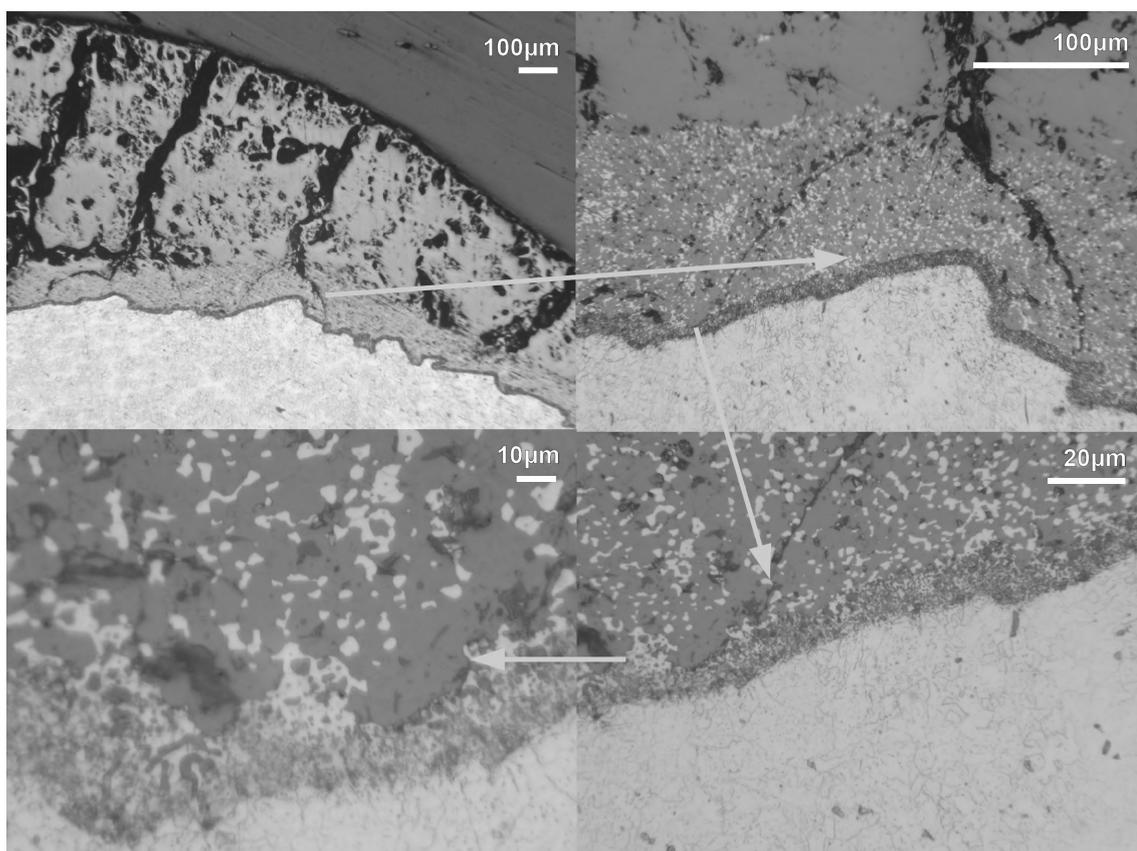


Figura 4.2: Capa de óxidos adherida sobre la original en la superficie más solicitada del mandril.

4.3. Análisis metalográfico de mandriles a escala de laboratorio.

Los cinco mandriles estudiados, empleados en ensayos de desgaste, fueron incluidos en resina poliéster y seccionados mediante cortes en dos planos perpendiculares de manera de aislar zonas en corte para realizar metalografías en las que se pudiera apreciar la variación del espesor de óxido y la modificación de la microestructura subyacente a él. Asimismo, se realizó la inclusión del mandril Cero, de aleación convencional y sin utilizar, a fin de comparar tanto las microestructuras como los espesores de óxidos con los mandriles utilizados. En el apéndice [G](#) se puede apreciar la técnica desarrollada y empleada.

Del análisis metalográfico se determinó que la microestructura de partida para todos los mandriles estudiados fue en su mayoría martensítica. Dicha microestructura es generada en el proceso de fabricación, que consiste en colada en moldes de arena ligada con resinas. Se realizaron metalografías de las secciones obtenidas en las que se puede apreciar a simple vista la variación del espesor de óxido y de la forma del mandril donde se encontró que la microestructura predominante es la bainítica y martensítica, con una morfología dendrítica heredada de la forma de solidificación, lo cual se puede observar en la figura [4.3](#).

En la zona de trabajado mecánico más severo del mandril, su punta, se produce un aporte térmico importante, lo cual tiene diferentes consecuencias:

- Revenido de la martensita y precipitación de las estructuras metaestables.
- Deformación plástica generalizada, con severa distorsión de los granos (Fig. [4.1](#) y [4.4](#)).
- Modificación de las capas de óxido pre-existentes y generación de nuevas capas por aporte de material del tocho y la propia tendencia a la oxidación superficial, modificando la barrera térmica que constituye el óxido (Fig. [4.2](#), [4.3](#) y [4.4](#)).

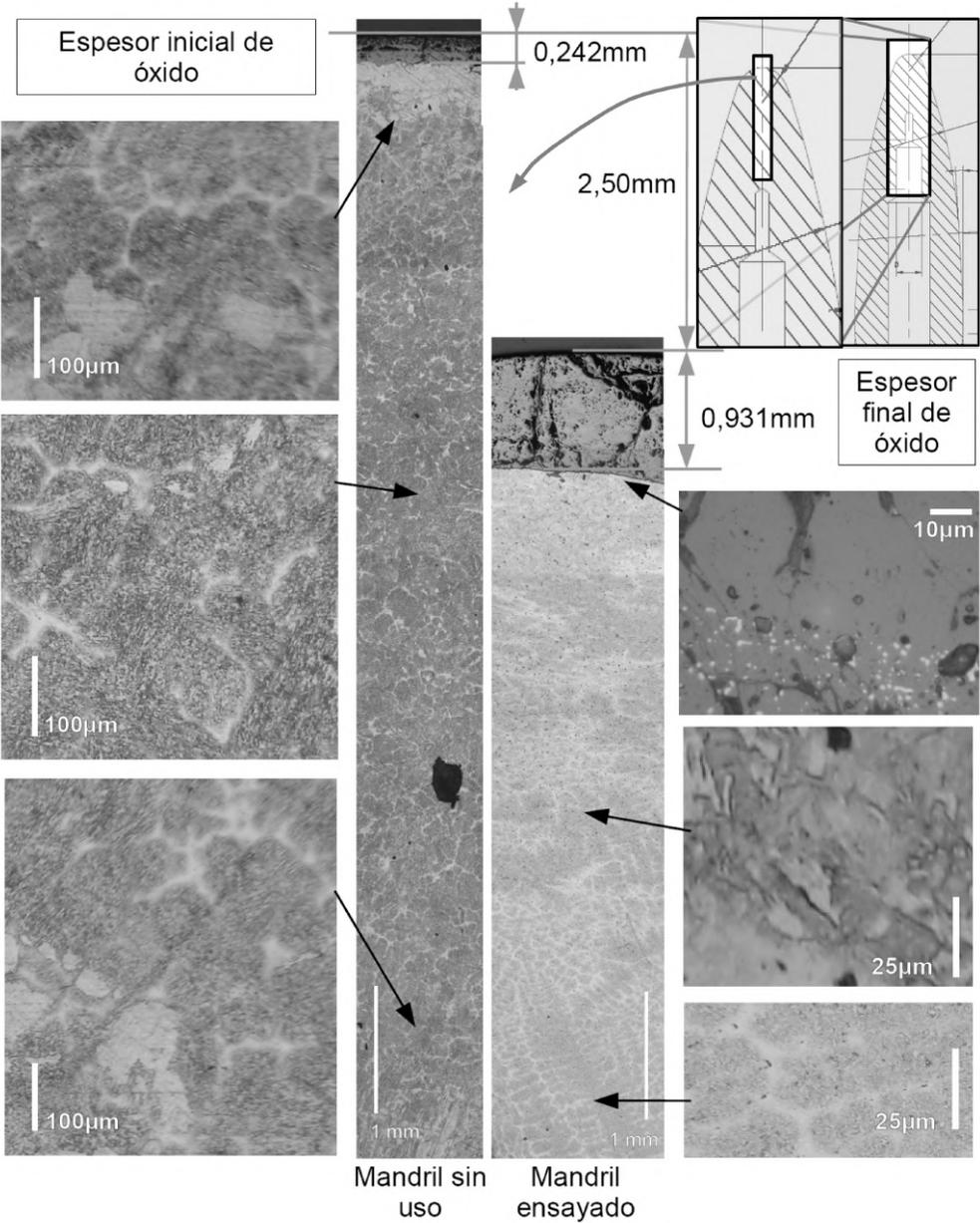


Figura 4.3: Comparación de microestructuras, espesores de óxido y pérdida de longitud de mandriles.

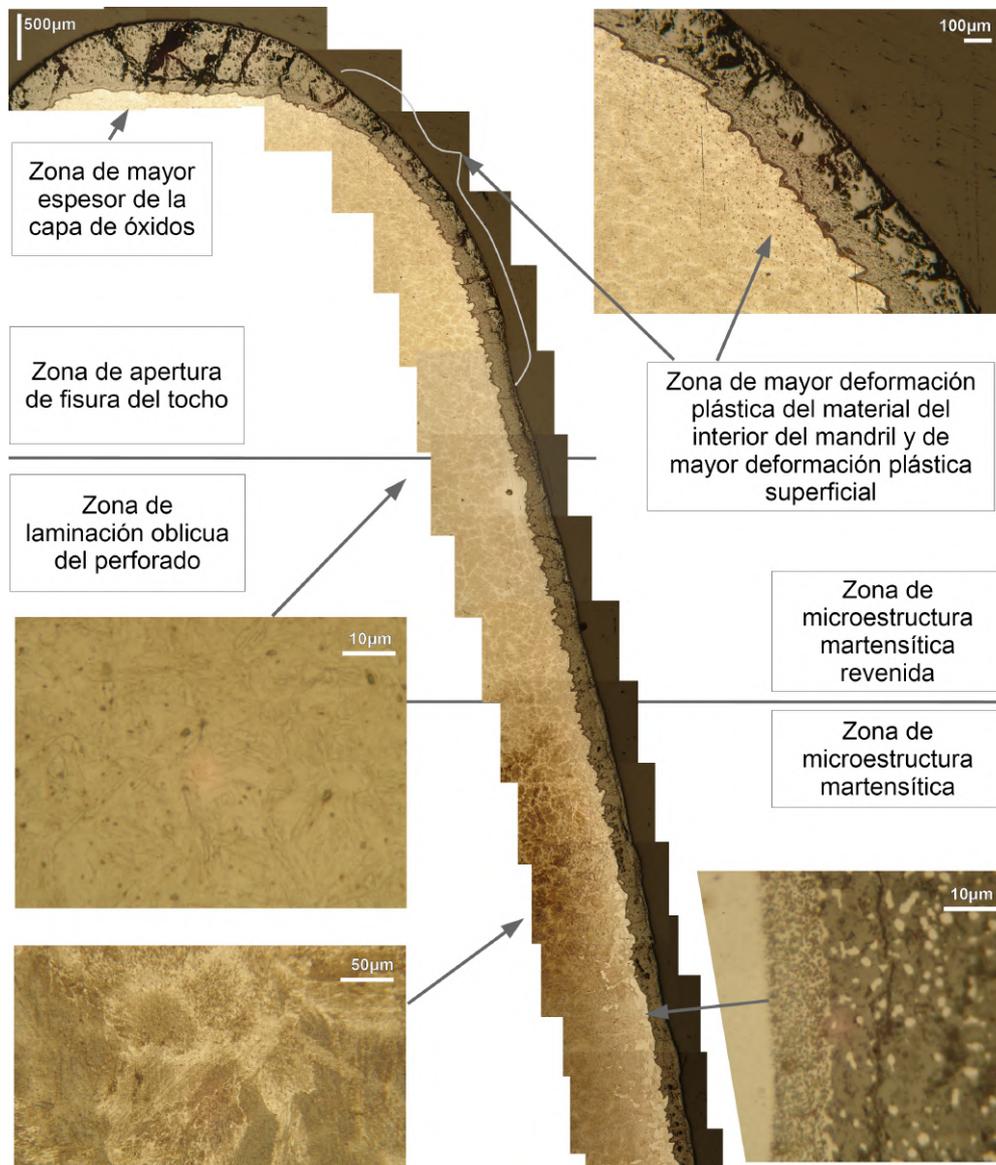


Figura 4.4: Montaje de micrografías en el cual se pueden observar las diferentes microestructuras que se encuentran en el interior del mandril, así como la referencia a la función que cumple cada sección del mismo. Se puede observar abajo a la derecha la complejidad de la capa de óxidos, que mantiene su integridad en las zonas de menor exigencia termomecánica.

4.4. Análisis en sección de los mandriles mediante espectroscopía de dispersión de energía (EDS)

Morfología original del óxido superficial de los mandriles.

Se realizó el análisis de las superficies seccionadas mediante EDS (Energy Dispersion Spectroscopy, equipo marca EDAX) para relacionar los comportamientos observados con las diferentes composiciones químicas de las capas de óxido.

Se escribieron programas en entorno Matlab® para superponer los conteos de cada elemento químico en la microscopía por electrones secundarios (SEI, microscopio electrónico marca JEOL) y de esta manera poder medir los espesores de las diferentes subcapas del óxido utilizando la escala de referencia incluida en la foto. El resultado se puede apreciar en la figura 4.5.

Se observó en el análisis mediante EDS que los mandriles de aleaciones MTC presentan, luego del tratamiento térmico de oxidación y previo a la utilización en ensayos de desgaste en perforación, un óxido de crecimiento intergranular y coherente con el metal base hasta aproximadamente $100\mu m$ desde el mismo, y luego poroso hasta la superficie. El espesor total de la capa de óxido fue de aproximadamente $250\mu m$. Este óxido mostró, en la zona adyacente al metal base, un porcentaje más alto de cromo y níquel, siendo el espesor de esta zona aproximadamente $85\mu m$. Esto se puede observar en la figura 4.5. En esta figura, así como en las similares, la línea a lo largo de la cual varían los conteos de emisiones de cada elemento es la que parte del triángulo y termina en el círculo, coincidiendo ésta con el borde del marco traslúcido, en cada figura.

Se compararon los perfiles de conteos de emisiones de EDS, así como también los perfiles de concentración de elementos de aleación y los espesores entre éste mandril sin utilizar y la zona posterior, lejana a la punta del mandril, de los mandriles utilizados para ensayos a escala. Se comprobó que el óxido en dicha zona alejada de las sollicitaciones termomecánicas severas mantenía prácticamente intactas las características originales luego de las series de ensayos.

Debido a que el óxido las zonas posteriores de los mandriles no se vio

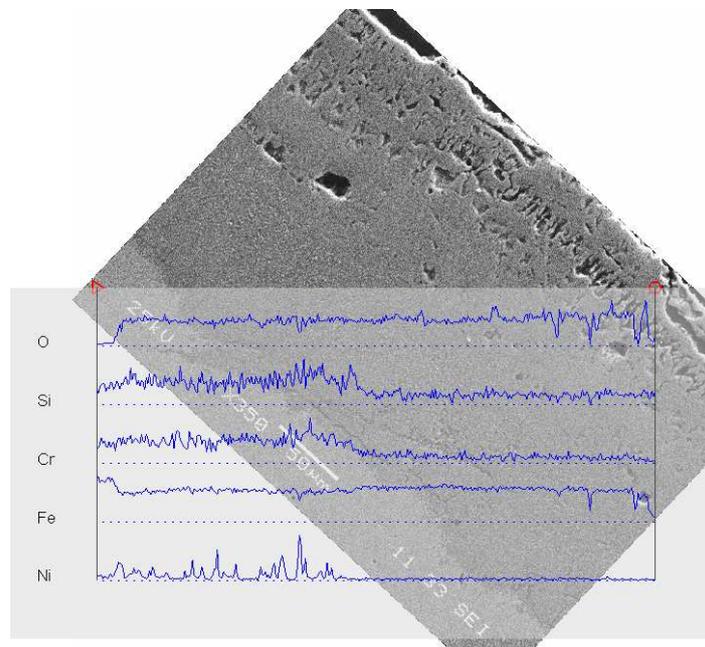


Figura 4.5: Imagen tomada mediante microscopía de electrones secundarios (SEI) de un corte de un mandril a escala de laboratorio de aleación MTC luego del tratamiento térmico superficial. Se pueden observar las líneas de conteos por EDS proporcionales a la concentración de los elementos.

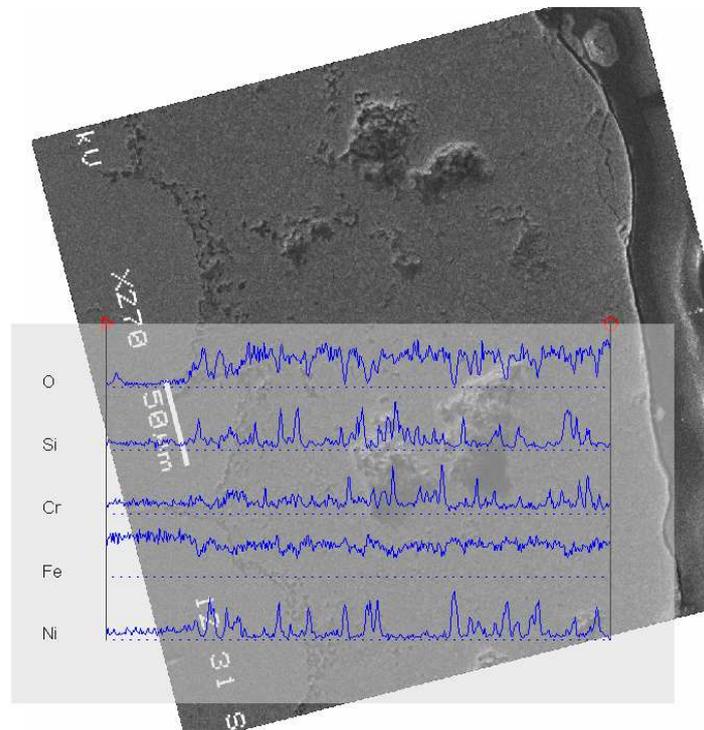


Figura 4.6: Imagen tomada mediante microscopía de electrones secundarios (SEI) de un corte de un mandril a escala de laboratorio de aleación PIW20 luego del tratamiento térmico superficial. Se pueden observar las líneas de conteo por EDS proporcionales a la concentración de los elementos.

modificado por el desgaste en perforación, se decidió tomar dichas zonas como referencia de la condición original del óxido y microestructura y estudiar las puntas de los mandriles en comparación con las zonas no modificadas.

Se pudo observar que la microestructura del óxido original para todos los mandriles fue bifásica. Se observó, en todos los montajes de perfiles de composición obtenidos por EDS sobre micrografías, la existencia de una fase rica en cromo y oxígeno y la otra rica en níquel (Fig. 4.6). La dimensión característica de estas fases distinguidas fue de alrededor de $5\mu m$.

Morfología del óxido modificado durante los ensayos a escala de laboratorio.

Se observó la adhesión de óxido proveniente del material trabajado en la totalidad de los mandriles utilizados para ensayos. Esto se vio manifestado en la aparición de una capa de óxido uniforme. El espesor de esta capa de óxido

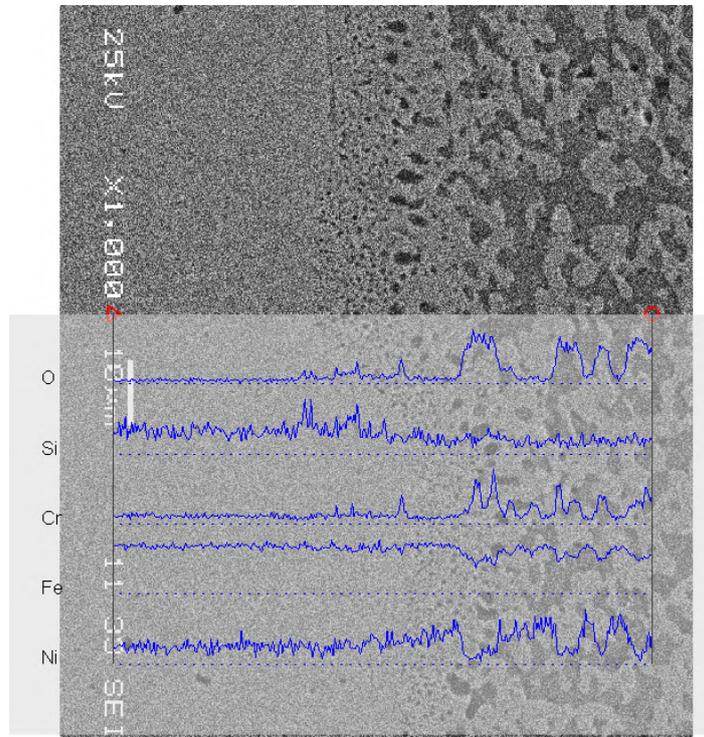


Figura 4.7: Imagen tomada mediante microscopía de electrones secundarios (SEI) de un corte de un mandril a escala de laboratorio de aleación PIW20 luego de las secuencias de perforaciones. Se muestran las líneas de conteos por EDS proporcionales a la concentración de los elementos. Se puede advertir el aumento de la dimensión característica de los precipitados en el óxido (a la derecha) en función de la distancia al metal base (a la izquierda).

adquirido por adhesión fue máximo en el extremo del mandril, descendiendo hacia la zona posterior en donde fue prácticamente nulo.

Otra modificación que se advirtió en el óxido de la zona de la punta de los mandriles fue el aumento de tamaño de los precipitados ricos en aleantes.

La dimensión característica de estos precipitados disminuye desde aproximadamente $10\mu\text{m}$ en la zona externa hasta menos de $1\mu\text{m}$ en la interfase con el metal base (Fig. 4.7).

Se relacionaron los espesores relativos de las capas de óxido ricas en cromo respecto de los espesores totales del óxido en cada mandril (registrados a través del montaje de perfiles de composición por EDS sobre micrografías obtenidas con ese mismo equipo) y se los graficó en función de la relación entre los espesores de las capas de óxido observadas en micrografías obtenidas

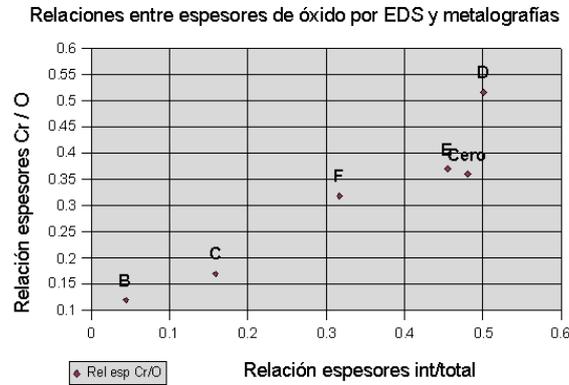


Figura 4.8: Relación entre la proporción de óxido rico en cromo respecto del total, obtenido por EDS, en función del espesor de la capa interna de óxido respecto del total observado en metalografías.

con microscopio óptico. Esto se muestra en la figura 4.8.

Se pudo determinar que la capa interna de óxido observada en las metalografías coincide con la fase rica en cromo observada en los montajes de los conteos de emisiones de EDS.

Estos datos se obtuvieron midiendo los espesores de las capas de óxido observadas con microscopio óptico y comparando con las longitudes de las zonas ricas en aleantes relevadas con EDS.

Se detectó que el aumento de espesor de óxido respecto del original, durante las series de ensayos de perforación, fue inversamente proporcional al porcentaje de cromo en los precipitados, hallado en las zonas posteriores de los mandriles, para los de aleación PIW analizados.

Los porcentajes de cromo dentro de los precipitados del óxido original, así como la acumulación de óxido en las muestras de los mandriles esta aleación, se encontraron según el orden mostrado en la tabla de la figura 4.9.

4.5. Análisis en sección de los mandriles mediante nanoindentación.

Se realizaron nanoindentaciones en los mandriles B (MTC) y F (PIW30). Dichos ensayos se efectuaron en el metal base, así como también en el óxido y a través de su interfase con el metal base.

Mandril	% Cromo Orig.	Factor de aum. de espesor
C	1.07 %	3.69
D	1.61 %	3.25
E	1.81 %	1.43
F	2.72 %	1.25

Figura 4.9: Tabla de porcentajes de cromo en la capa de óxido y factores de aumento de espesor de óxido en la punta de los mandriles de aleación PIW.

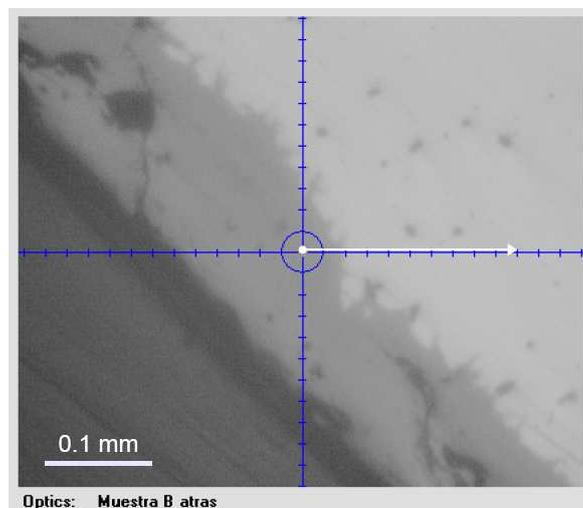


Figura 4.10: Fotografía de la zona posterior del mandril B en la cual se muestra la línea a lo largo de la cual se realizaron los ensayos de nanoindentación cuyos valores se muestran en la Fig. 4.11.

Se buscó detectar valores característicos de módulo reducido y dureza de cada aleación y sus óxidos, así como también sus variaciones a través de la frontera óxido-matriz.

Ensayos de nanoindentación sobre muestras del mandril B, de aleación y tratamiento MTC.

En la figura 4.10 se muestra la zona en la cual se realizó la serie de nanoindentaciones cuyos resultados se exponen en la figura 4.11.

En la figura 4.12 se muestra la zona de la punta del mandril B sobre la cual se realizaron los ensayos de nanoindentación cuyos resultados se muestran en la figura 4.13.

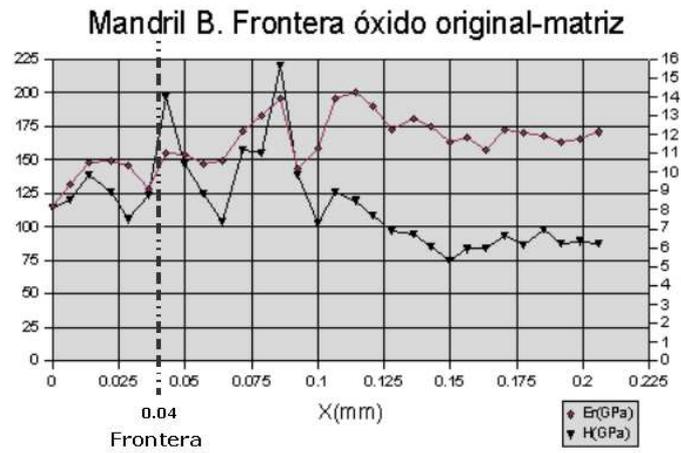


Figura 4.11: Resultados de ensayos de nanoindentación. Módulo reducido (escala de la izquierda) y Dureza (escala de la derecha) de la zona posterior del mandril B correspondientes al camino seguido por el indentador, mostrado en la Fig. 4.10.

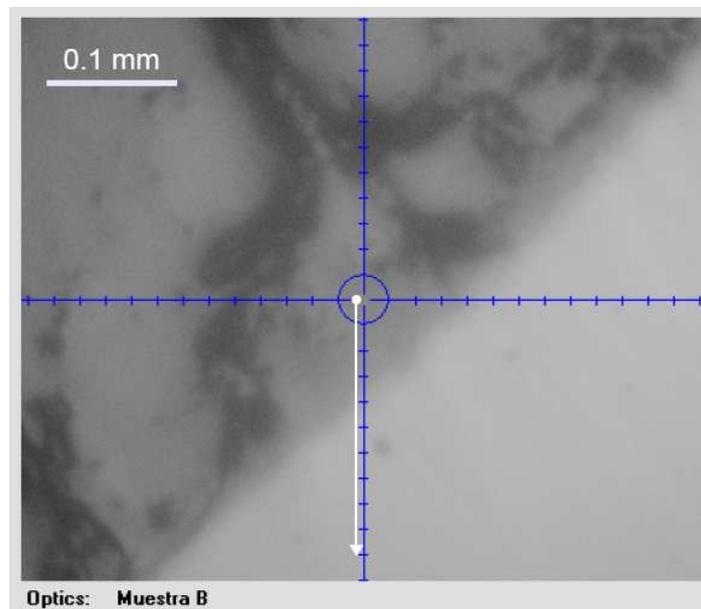


Figura 4.12: Fotografía de la zona de la punta del mandril B en la cual se muestra la línea a lo largo de la cual se realizaron ensayos de nanoindentación cuyos valores se muestran en la Fig. 4.13.

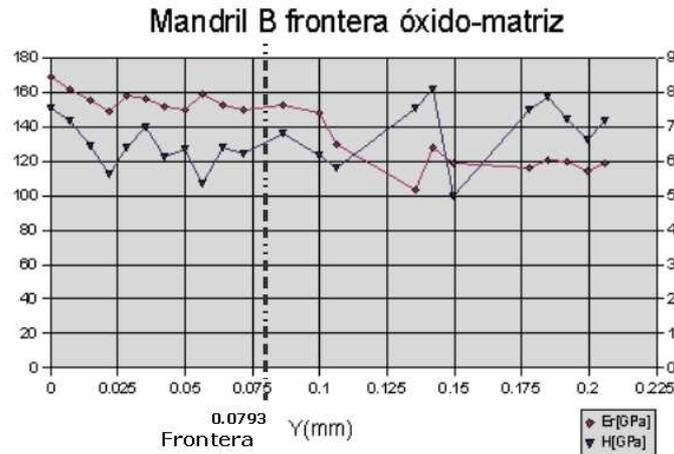


Figura 4.13: Resultados de ensayos de nanoindentación. Módulo reducido (escala de la izquierda) y Dureza (escala de la derecha) de la zona de la punta del mandril B correspondientes al camino seguido por el indentador, mostrado en la Fig. 4.12.

Ensayos de nanoindentación sobre muestras del mandril F, de aleación y tratamiento PIW30.

La línea sobre la cual se realizaron ensayos de nanoindentación en el mandril F, parte posterior, correspondiente al óxido original, se muestra en la figura 4.14. Los resultados correspondientes a esta línea se muestran en la figura 4.15.

En la figura 4.14 se puede apreciar la línea a lo largo de la cual se realizaron nanoindentaciones cuyos resultados se muestran en la figura 4.15. Se detalla la zona de transición del óxido original al metal base en la figura 4.16 y los resultados correspondientes en la figura 4.17.

En la figura 4.18 se pueden apreciar la línea a lo largo de la cual se obtuvieron los resultados de ensayos de nanoindentación que se muestran en la figura 4.19.

Se realizó la medición del módulo reducido y dureza para la matriz de los mandriles en zonas cercanas y lejanas al óxido. Los valores obtenidos a través de promediar las mediciones en matrices de 3x3 puntos, fueron los siguientes:

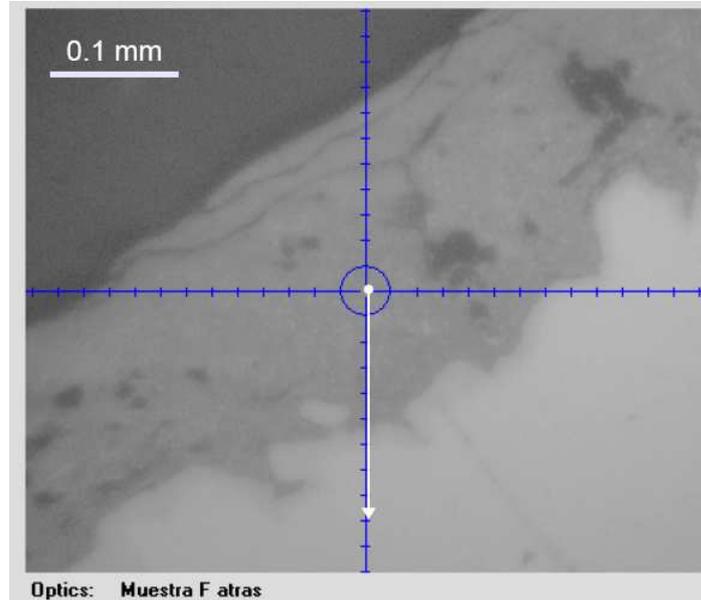


Figura 4.14: Zona posterior del mandril F exhibiendo la línea sobre la cual se realizaron nanoindentaciones cuyos resultados se exponen en la figura 4.15.

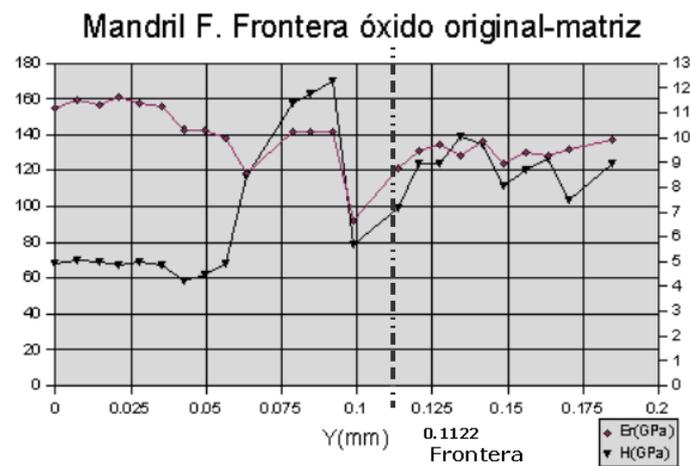


Figura 4.15: Resultados de ensayos de nanoindentación. Módulo reducido (escala de la izquierda) y Dureza (escala de la derecha) de la zona posterior del mandril F según el camino seguido por el indentador, mostrado en la Fig. 4.14.

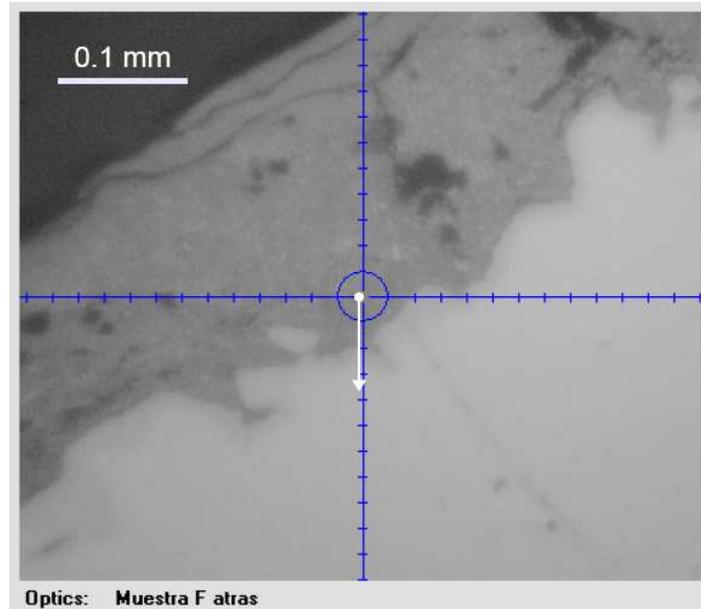


Figura 4.16: Fotografía de la zona posterior del mandril F en la que se puede observar la línea sobre la cual se realizaron ensayos de nanoindentación correspondientes a los resultados mostrados en la figura 4.17.

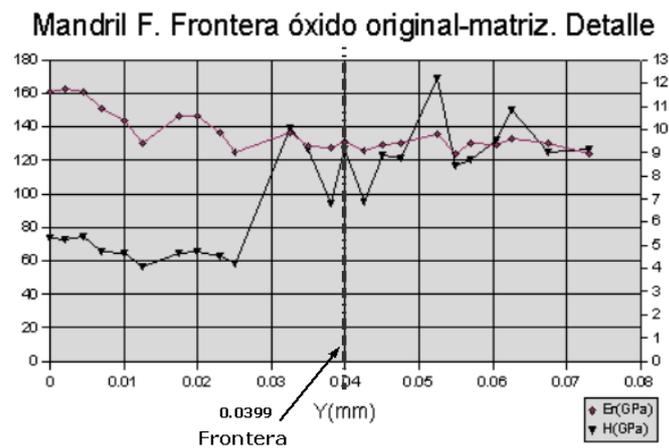


Figura 4.17: Resultados de ensayos de nanoindentación. Detalle de secuencia de nanoindentaciones. Módulo reducido (escala de la izquierda) y Dureza (escala de la derecha) de la zona posterior del mandril F.

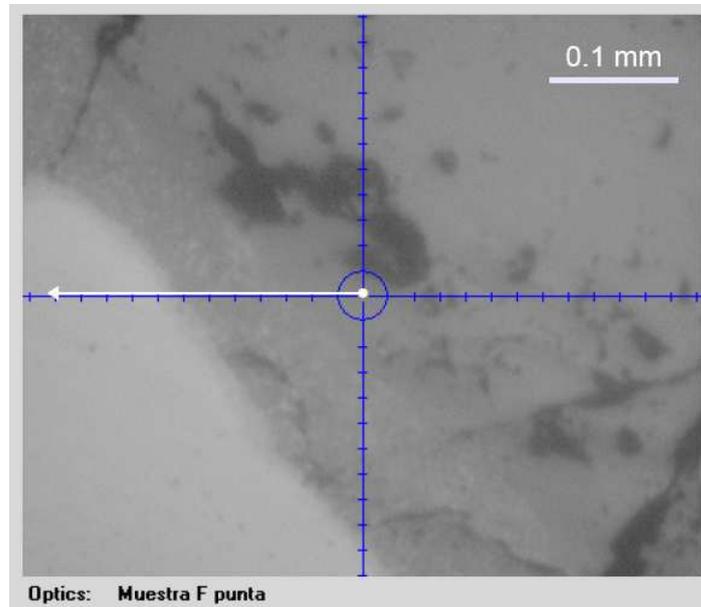


Figura 4.18: Fotografía de la zona de la punta del mandril F en la que se puede observar la línea sobre la cual se realizaron ensayos de nanoindentación correspondientes a los resultados mostrados en la figura 4.19.

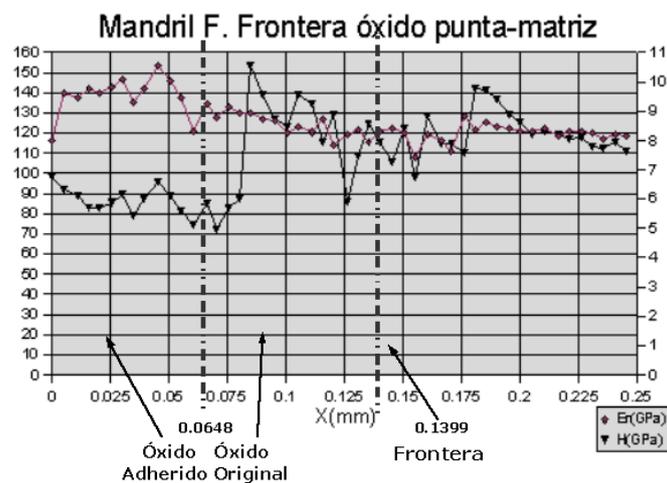


Figura 4.19: Resultados de ensayos de nanoindentación. Módulo reducido (escala de la izquierda) y Dureza (escala de la derecha) de la zona de la punta del mandril F.

Mandrill	E_r [GPa]	H [GPa]	E_r [GPa]	H [GPa]
	Cerca del óxido		Matriz	
B posterior	$166,6 \pm 3,7$	$6,4 \pm 0,3$	$178,5 \pm 11,0$	$8,45 \pm 1,1$
B punta	$118,3 \pm 3,3$	$7,2 \pm 0,6$	$158,8 \pm 2,9$	$7,7 \pm 0,3$
F posterior	$131,9 \pm 4,8$	$8,5 \pm 0,8$	$166,9 \pm 13,8$	$6,6 \pm 0,9$
F punta	$118,8 \pm 1,5$	$7,7 \pm 0,2$	$175,9 \pm 6,5$	$10,6 \pm 0,6$

Se observó que en el mandril F, de aleación PIW30, los perfiles de dureza experimentan, desde el exterior hacia el interior del material, un aumento hasta el doble de los valores registrados en el óxido adherido y se mantiene en la matriz. Este aumento no se produce en la interfase óxido-matriz, sino que se produce a $50\mu m$ de ella, dentro del óxido. El perfil de módulo reducido, a su vez, es levemente mayor en el óxido depositado, descendiendo suavemente hacia el interior del material.

En el caso de los mandriles de aleación MTC, no se observó este aumento dentro del óxido sino en el interior del material, a $50\mu m$ de la frontera. Además, el módulo reducido mostró valores similares a ambos lados del máximo detectado.

Capítulo 5

Organización de estructuras de datos y variables.

5.1. Parámetros del proceso de deformación y del sistema tribológico.

Considerando la alta complejidad del problema planteado al modelar el desgaste producido en mandriles perforación Mannesmann y en vista de lo expuesto en la revisión bibliográfica, se decidió implementar un análisis de las variables tecnológicas. El objetivo de esta actividad fue determinar cuáles variables son las más importantes por su incidencia en la vida útil de los mandriles y avanzar en la elaboración de un modelo de desgaste.

Para ello fue necesario organizar los datos registrados y acumulados.

A continuación se enumeran los parámetros que intervienen en el sistema experimental, las variables creadas para el registro y estudio del sistema y las técnicas de análisis de dichas variables.

Parámetros intervinientes en el sistema.

1. Parámetros constantes para todas las perforaciones:
 - Velocidad y geometría de los cilindros laminadores (diámetros, ángulos y posición).
 - Geometría y condición superficial de los lineales.
 - Diámetro de los tochos antes de ingresar al horno.
 - Avance axial del mandril respecto de los cilindros.
 - Temperatura del agua de refrigeración.
2. Parámetros controlados y/o registrados:

- Temperatura del material en el horno (controlada).
- Tiempo entre perforaciones (controlado y registrado).
- Perfil de los mandriles (registrado).
- Potencia consumida en cada perforación (registrada).
- Dimensiones iniciales (barra) y finales (perforado) de cada muestra de material (registradas).
- Caudal de agua de refrigeración.

En cada secuencia de perforación se ensayó al desgaste a un mandril con alrededor de 18 a 20 tochos, salvo algunas excepciones. De esta manera se obtuvieron curvas y valores para cada perforación de esa secuencia. En total se obtuvieron datos completos para veintiocho secuencias de perforación, que incluyeron mandriles de diferentes aleaciones y con diversos tratamientos superficiales. Asimismo, hubo variaciones en los parámetros del proceso, como: *temperatura de horno, caudal de refrigeración, tiempo de permanencia del material en el horno y tiempo entre perforaciones*. Estos diferentes valores de las variables parámetro fueron en gran parte decididos, asegurados y controlados, aunque en algunos casos se debieron a causas fortuitas (para más detalles, ver apéndice [F](#)).

Los resultados obtenidos a partir de los datos acumulados se componen de: curvas de potencia instantánea en función del tiempo, curvas de esfuerzo sobre el herramental en función del tiempo y curvas de perfil de los mandriles a lo largo de la secuencia de perforaciones. Los datos generados por el módulo electrónico de adquisición, una vez decodificados, se pueden visualizar mediante tres gráficos (Fig [5.1](#)).

La descripción completa del sistema electrónico mediante el cual se adquieren los datos se encuentra en el apéndice [D](#) y la descripción de los programas escritos para la obtención de datos a partir de los registros de adquisición se encuentra en el apéndice [E](#).

A primera vista, luego de graficar todas las variables registradas y elaboradas, se observó una gran dispersión de los datos, sobre todo en los valores máximos y promedio y variaciones en la forma de las curvas de consumo eléctrico.

Observando las curvas de potencia instantánea de ambos motorreductores, se detectó que el consumo experimentaba una oscilación alrededor de un valor medio. Se calcularon las potencias medias instantáneas y la amplitud de oscilación de potencia, con sus valores máximos y mínimos. Estos datos no mostraron una tendencia clara en su relación con las demás variables registradas.

Se calculó el trabajo plástico consumido en perforación a través de la integración de las curvas de potencia media para cada perforación, previa

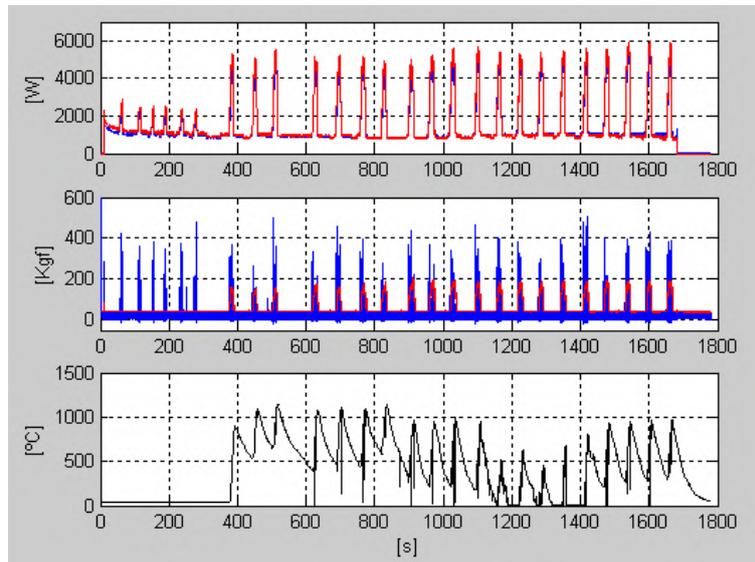


Figura 5.1: Gráfico triple de datos adquiridos mediante el sistema electrónico: Potencia, esfuerzos sobre el herramental y temperatura interna del mandril, para una secuencia de perforaciones.

sustracción del consumo eléctrico en vacío. Se graficaron los valores resultantes en función del número de perforación sin obtener una tendencia clara o marcada a través de las diferentes aleaciones y condiciones superficiales de los mandriles.

El registro de temperatura interna del mandril presentó datos confiables en muy pocas ocasiones al ser una técnica artesanal y experimentar su módulo de registro numerosas salidas de servicio, llegando a determinar que la temperatura máxima del interior del mandril a $3mm$ por debajo de la superficie de su punta fue de 1100°C . No fue posible relacionar la temperatura interna del mandril con las demás variables por la escasa cantidad de mediciones satisfactorias.

Los datos a partir de los cuales se determina el desgaste de mandriles, obtenidos mediante el análisis de las fotografías de sus siluetas, se pueden observar en la figura [5.2](#)

A partir de los perfiles de los mandriles se crearon los denominados planos o mapas de desgaste, que consisten en gráficos de longitud de mandril en función del radio esférico de la punta de los mismos. Se observó a ojo desnudo que el desgaste de los mandriles se manifestó principalmente en la disminución de la longitud y el aumento del radio.

Se adoptó un criterio de medida del desgaste que se denomina *desgaste normalizado* y consiste en el cociente entre la medición de la variación de la longitud del mandril y la longitud inicial del mismo. No se observó una

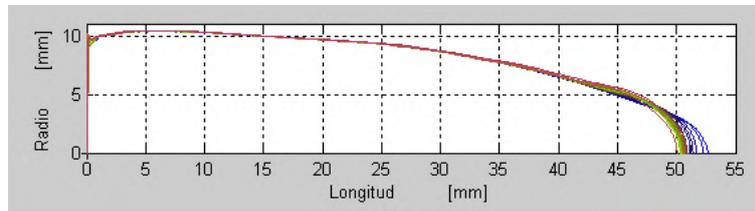


Figura 5.2: Radios de mandriles en función de su longitud, en mm, a lo largo de una secuencia de perforaciones. Puede apreciarse la pérdida de longitud del mandril con el número creciente de perforaciones, así como también el engrosamiento del perfil en la zona posterior a la punta debido a la deformación plástica a alta temperatura.

tendencia uniforme en el aumento del radio con el aumento del desgaste para todos los mandriles.

De la observación del registro del esfuerzo axial sobre el mandril en perforación, expresado en fuerza a lo largo del tiempo, se determinó que existe un cambio de pendiente en la curva durante el inicio de la perforación hasta el establecimiento del régimen estacionario. Se decidió crear variables que representaran lo observado para su posterior relación con las demás variables. Estas variables son:

- Fuerzas axiales máxima y promedio en perforacion [\vec{Kg}]
- Primera pendiente de fuerza axial [$\vec{Kg} \cdot s^{-1}$]
- Segunda pendiente de fuerza axial [$\vec{Kg} \cdot s^{-1}$]
- Cambio de pendiente de fuerza axial [\vec{Kg}]
- Trabajo unitario de la componente axial de la fuerza de roce [$J \cdot mm^{-1}$]

Esta última variable enumerada, denominada también 'trabajo unitario de la fuerza de roce axial', consiste en la integral de la curva de esfuerzo axial a lo largo del tiempo que dura la perforación y dividida por la longitud de tocho. Representa el trabajo de la fuerza de roce, en su componente axial, a lo largo de la longitud de material que entra en contacto con el mandril.

Relacionando el desgaste absoluto de los mandriles con la relación entre las pendientes primera y segunda de las curvas de esfuerzo sobre el mandril, se observó una relación inversamente proporcional entre estas magnitudes.

Se implementó el estudio del desgaste a través del parámetro propuesto en la revisión bibliográfica, en el punto [2.11](#):

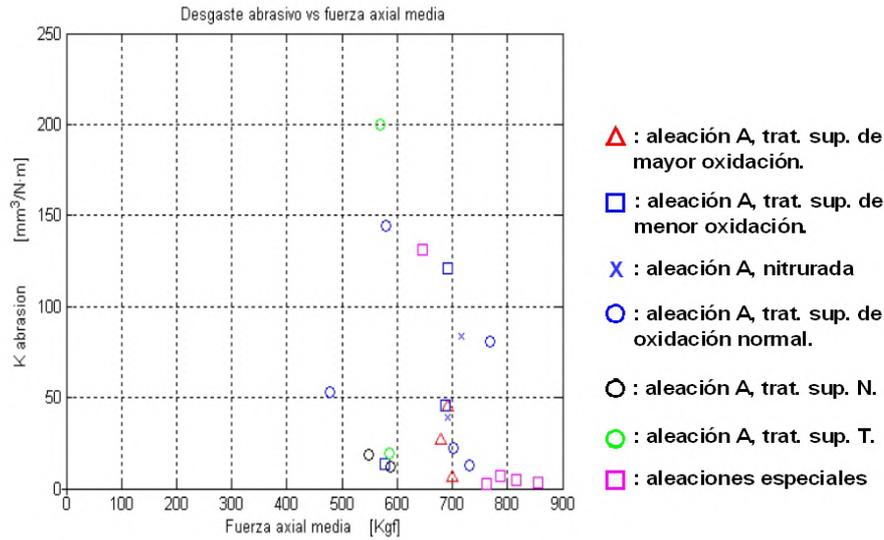


Figura 5.3: Parámetro de desgaste abrasivo adaptado en función de la fuerza axial media sobre el mandril, para distintos tipos de tratamiento termoquímico superficial.

$$K_{Abrasion} = \sum \frac{(V_P)_i}{(F_N)_i \cdot (L_D)_i}$$

$$(F_N)_i = \frac{(F_a)_i}{(\mu)_i \cos(\alpha)}$$

Se pudo observar que el parámetro de desgaste propuesto es muy dependiente del coeficiente de roce, μ , el cual además varía a lo largo del perfil y con las condiciones tribológicas y de temperatura.

Esto se vio manifestado en que los gráficos elaborados en función de este parámetro difieren en mucho entre sí en valores al ser el tratamiento termoquímico superficial una característica con grandes diferencias entre distintas series de ensayos (figura 5.3). En este modelo propuesto, por lo manifestado anteriormente, no resulta aplicable a nuestro caso por la gran disparidad de valores encontrada.

La gran cantidad de variables involucradas así como también la amplia variación de las mismas, producto de la práctica experimental y la propia naturaleza del sistema en estudio, determinaron la necesidad del empleo de diferentes técnicas de análisis para la elaboración de una ecuación que describa el fenómeno de desgaste.

5.2. Análisis preliminar de variables mediante correlaciones lineales.

Se escribieron programas en entorno Matlab® para el análisis de correlaciones lineales entre las variables a fin de determinar su interrelación durante cada serie de perforaciones. Para ello, se organizaron los datos de veintiocho secuencias de perforación (una secuencia por día de ensayos) para establecer correlaciones entre sus variables y que fueran comunes a todas las perforaciones. Mediante el software desarrollado para esta tarea, las variables elegidas (ver apéndice [H](#)) se correlacionaron entre sí dando un total de 4698 pares coeficiente - covarianza.

Se ubicaron todos los resultados en un gráfico de covarianza versus coeficiente de correlación. Se elaboró una tabla en la cual se muestran la cantidad de correlaciones válidas dentro de los criterios establecidos según las variables relacionadas entre sí. A partir de esta tabla se pudo detectar cuáles variables presentaban una cantidad de correlaciones válidas como para inferir una relación entre ellas. De este análisis de correlaciones entre las diferentes variables surgieron confirmaciones de algunas correlaciones esperadas y nuevas correlaciones que dieron cuenta de algunas relaciones no evidentes hasta entonces.

Se observó que el desgaste absoluto correlaciona positivamente con el radio esférico del mandril. Esto significa que el mandril aumenta el radio de su punta a medida que pierde longitud y de esta manera se determina cuantitativamente cómo aumenta el cambio de forma del mandril conforme crece el número de perforaciones.

A medida que el radio esférico de la punta del mandril aumenta, el área bajo la curva de fuerza axial aumenta, elevándose tanto las fuerzas máximas como promedio y los valores de fuerza de cambio de pendiente y el valor de ésta última, pero descendiendo el valor de la segunda pendiente de la curva.

Podemos asegurar entonces que, con el aumento del radio de la punta del mandril, al inicio de la perforación es necesario un esfuerzo mayor para abrir la fisura en el centro del tocho y aumenta por consiguiente el trabajo de la componente axial de las fuerzas de roce sobre el mandril.

Se presume que no aumenta el trabajo plástico consumido (área bajo la curva de potencia instantánea versus tiempo) porque existe un aumento de la temperatura del material provocado por el incremento de la deformación plástica alrededor del mandril que provoca el descenso de la resistencia mecánica del material. El descenso de la segunda pendiente con el aumento del radio del mandril y con el de la primer pendiente pueden relacionarse con el esfuerzo necesario para la apertura de la fisura del tocho por la punta del mandril es inversamente proporcional al esfuerzo para continuar deformando el material sobre su superficie.

Conclusiones del análisis preliminar.

La gran interrelación existente entre muchas de las variables estudiadas y la existencia de correlaciones *no esperadas* entre las mismas, junto con la no linealidad de las ecuaciones que las vinculan plantearon la necesidad de realizar otro tipo de análisis de datos multivariantes.

Este análisis se realizó mediante inteligencia artificial utilizando mapas auto organizados de Kohonen [49], un tipo de red neuronal. A continuación se describe brevemente el método, así como su implementación y se desarrolla la técnica más ampliamente en el apéndice I.

5.3. Utilización de mapas auto organizados (SOM)

Redes neuronales y mapas auto organizados

La red neuronal denominada auto organizada (Self Organizing Map) empleada en este trabajo es un arreglo bidimensional de neuronas artificiales, denominadas celdas, que poseen un vector de valores internos de igual cantidad de componentes que la cantidad de variables analizadas.

El análisis consta de dos fases: entrenamiento de la red y consulta.

Durante la fase de entrenamiento se presentan a la red los vectores de entrenamiento, correspondiendo cada componente del vector a un valor de cada variable en cada evento de perforación. La celda de la red bidimensional cuyo vector interno sea más cercano en el espacio multidimensional a este vector dato se denomina BMU o Best Matching Unit. El vector interno de dicha celda, así como los de sus celdas vecinas en el plano bidimensional, son modificados de manera de acercarse aun más, en el espacio multidimensional, al vector dato presentado.

Este proceso se repite para todos los vectores de entrenamiento durante varias etapas o épocas, hasta que las diferencias entre los vectores dato y los vectores internos de las celdas caigan debajo de un umbral establecido.

Luego del entrenamiento se puede consultar a la red impactando vectores de datos en sus mapas. Este impacto consiste en averiguar cuál sería la BMU en la red según los datos del vector de consulta.

Los mapas de Kohonen, una vez entrenados, son útiles para identificar las combinaciones de variables que llevan a diversos comportamientos en el material seleccionando las variables que expresan el comportamiento y observando en la misma zona a las variables que se consideran determinantes de ello.

Luego del entrenamiento de la red, cada celda posee en su vector prototipo una combinación de valores mostrados en sendos mapas, denominados mapas de variables, y que corresponden a las variables en estudio.

Es necesario destacar que en dichos mapas no tienen sentido los ejes cartesianos, sino la proximidad en el espacio bidimensional entre las celdas. Cada celda en los mapas posee en su vector interno un conjunto de valores para todas las variables, de manera que cuando los datos impactan en un lugar de la red, dicho lugar es el mismo en todos los mapas para ese evento de perforación. Este es el fundamento por el cual se puede relacionar una variable con cualquier otra.

La proximidad en el espacio multidimensional de los vectores prototipo de las neuronas de la red auto organizada se puede apreciar en la U-matrix, en la cual los colores o tonos de las celdas indican la proximidad entre sí de las mismas. De esta manera las celdas cuya frontera común posea un color próximo al tope de la escala serán distantes y, por el contrario, si el color que las vincula es mínimo en la escala serán vecinas próximas en el espacio multidimensional.

La descripción detallada de los procesos de entrenamiento y consulta se encuentran en el apéndice [II](#).

Acondicionamiento de los datos para el entrenamiento de la red y variables empleadas.

Cuerpo de datos. Secuencias de perforación.

Se contó los datos aportados por las secuencias de perforaciones realizadas con los siguientes mandriles, para los cuales se emplearon tochos de acero SAE 1010 con temperaturas de horno entre 1200°C y 1220°C:

- 9 mandriles de aleación MTC con tratamiento superficial convencional (se realizaron análisis destructivos sobre uno de ellos).
- 1 mandril de aleación MTC con tratamiento superficial de nitrurado.
- 1 mandril de aleación MTC con un tratamiento superficial aplicado en cilindros de laminación de planos.
- 5 mandriles de aleación PIW con tratamiento superficial PIW20 (se analizaron análisis destructivos sobre dos de ellos).
- 5 mandriles de aleación PIW con tratamiento superficial PIW30 (se analizaron análisis destructivos sobre dos de ellos).
- 2 mandriles de aleación PIW con tratamiento superficial TN.

Se contó también con los datos de las secuencias realizadas con los siguientes mandriles, para los cuales se emplearon en este caso tochos de acero SAE420 y temperaturas de horno mucho más elevadas (alrededor de 1250°C) que para el grupo anterior:

- 2 mandriles de aleación base níquel.
- 2 mandriles de aleación Nimowal.
- 1 mandril de aleación Pa5L.

VARIABLES EMPLEADAS.

Tanto las variables prefijadas al inicio de las secuencias de perforación, así como las que se registran durante las mismas y las que se generan luego del análisis de los datos acumulados, son organizadas en una matriz bidimensional. En dicha matriz, las columnas corresponden a las variables analizadas y las filas son los vectores dato. Cada elemento en una fila (cada componente de los vectores) corresponde a un valor de cada variable para los eventos de perforación de una secuencia. Este arreglo se detalla en el apéndice [II](#) mencionado anteriormente.

Se tuvieron en cuenta además, para este análisis y a diferencia del realizado mediante correlaciones lineales, las dimensiones iniciales y finales del material procesado, así como sus deformaciones radiales, circunferenciales y longitudinales. Las treinta y tres variables consideradas se enumeran a continuación y en el apéndice [II](#).

1. Numero de perforación
2. (S) Trabajo plástico unitario consumido [$J \cdot m^{-1}$]
3. (E) Tiempo entre perforaciones [s]
4. Fuerza axial maxima en perforación [\vec{Kg}]
5. Fuerza axial promedio en perforación [\vec{Kg}]
6. (S) Trabajo unitario de la fuerza de roce axial [$J \cdot mm^{-1}$]
7. Primera pendiente de fuerza axial [$\vec{Kg} \cdot s^{-1}$]
8. Segunda pendiente de fuerza axial [$\vec{Kg} \cdot s^{-1}$]
9. Cambio de pendiente de fuerza axial [\vec{Kg}]
10. Potencia maxima [W]
11. Potencia promedio unitaria en perforación [$W \cdot m^{-1}$]
12. Máximo de oscilación de potencia [W]
13. Amplitud de oscilación de potencia [W]
14. (S) Radio esférico de punta de mandril [mm]
15. Distancia en mapa de desgaste [mm]

16. (S) Desgaste absoluto [mm]
17. Variación de volumen de mandril [mm^3]
18. Variación del radio esférico de mandril [mm]
19. (E) Caudal de agua de refrigeración [$ml \cdot s^{-1}$]
20. (E) Temperatura de horno [$^{\circ}C$]
21. (E) Tiempo de calentamiento [min]
22. Diámetro externo de perforado [mm]
23. Espesor de perforado [mm]
24. Deformación logarítmica radial
25. Deformación logarítmica circunferencial
26. Deformación logarítmica longitudinal
27. Deformación logarítmica generalizada
28. Factor de redundancia
29. Diámetro de mandril en la garganta [mm]
30. Eficiencia de alimentación
31. Stich-zahl
32. Velocidad de deformación en la garganta [s^{-1}]
33. Número de secuencia

En la lista expuesta se indican con (E) las variables correspondientes a parámetros tecnológicos considerados de entrada. Se indican con (S) las variables elegidas como indicadores de desgaste y de comportamiento de los mandriles. Su papel en el análisis se detalla más adelante.

Debido a que la longitud inicial de los tochos empleados en las veintiocho secuencias tomadas para el análisis no fue igual en todos los casos, fue necesario modificar la expresión de algunas variables para los comportamientos de los mandriles comparables entre sí. Dichas magnitudes fueron hechas relativas a la longitud de material procesado. De esta manera, se expresa el trabajo plástico consumido por unidad de longitud de tocho. Similar tratamiento tuvo la variable *Trabajo de la componente axial de la fuerza de roce*, así como también la *potencia promedio unitaria en perforación*.

Entrenamiento con todas las secuencias de perforación y resultados del análisis.

Se realizó el entrenamiento con el conjunto de datos a fin de hallar las variables cuyo comportamiento fuera muy similar, y de esta manera, acotar el número de factores en juego.

Existen algunas variables cuyos mapas son casi idénticos, como por ejemplo las variables 4 y 5 o inversamente, como 28 y 29, coincidiendo con lo ocurrido en el análisis de correlaciones lineales. En el caso de los mapas auto organizados se decidió excluir del entrenamiento y del posterior análisis a aquellas variables cuyos mapas poseyeran estas características por ser redundantes. Dichas variables se detallan en el apéndice [I](#).

La visualización de todos los mapas de variables constituye una herramienta muy útil como forma de detectar cuáles variables poseen el mismo comportamiento, si bien para todo la superficie del mapa, o dentro de determinadas zonas que constituyen rangos de valores de otras variables.

Se realizó un análisis mediante mapas auto organizados en conjunto de los mandriles que perforaron tochos de acero SAE 1010 para comparar entre sí los comportamientos de las aleaciones con sus tratamientos superficiales y según un criterio establecido.

Este criterio, que se mantuvo a lo largo de todos los análisis mediante el método de redes neuronales auto organizadas, consiste en que los mejores comportamientos de los mandriles serían aquellos que exhibieran mínimos en las variables indicadas (S) en la lista expuesta anteriormente, y que se listan a continuación:

- Radio esférico de punta de mandril [mm]
- Desgaste absoluto [mm]
- Trabajo plástico unitario consumido [$J \cdot m^{-1}$]
- Trabajo unitario de la fuerza de roce axial [$J \cdot mm^{-1}$]

La fundamentación de emplear este criterio se basa en que el mandril en estudio debe mantener su forma y sus dimensiones a lo largo de la secuencia de perforaciones mientras que el consumo asociado a la producción de un perforado debe mantenerse en valores mínimos. Las cuatro variables elegidas son las más indicadas para representar el criterio empleado.

Impactos de los datos de secuencias de perforación en los mapas de variables.

La etapa de consulta a la red neuronal consiste en averiguar la BMU para cada vector de datos de consulta. Una secuencia de perforaciones contiene

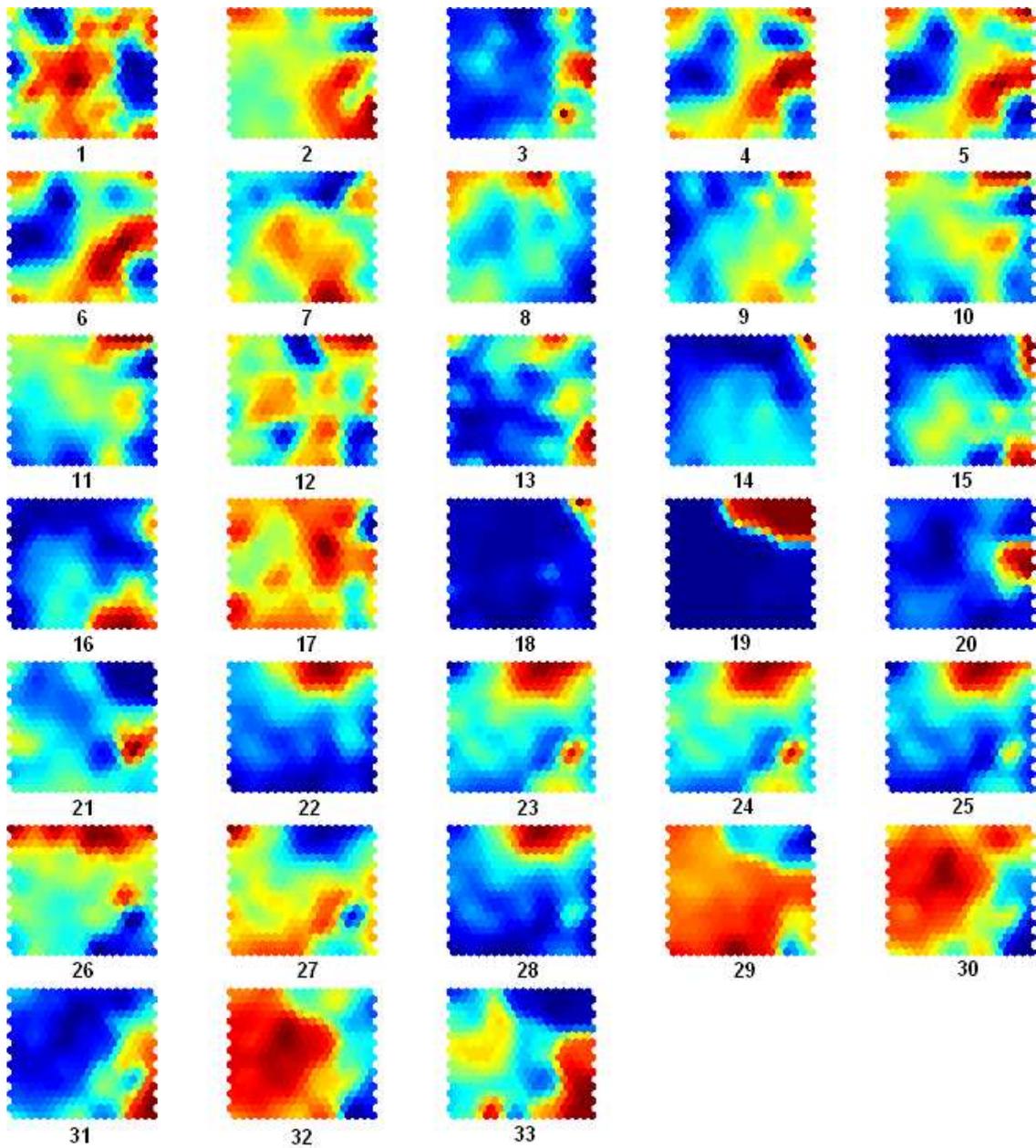


Figura 5.4: Mapas auto organizados de Kohonen. Mapas de componentes de todas las variables. Se pueden apreciar las distintas zonas de similitud en la U-matrix como áreas de igual azul oscuro. Puede observarse la similitud entre sí de los mapas de algunas variables.

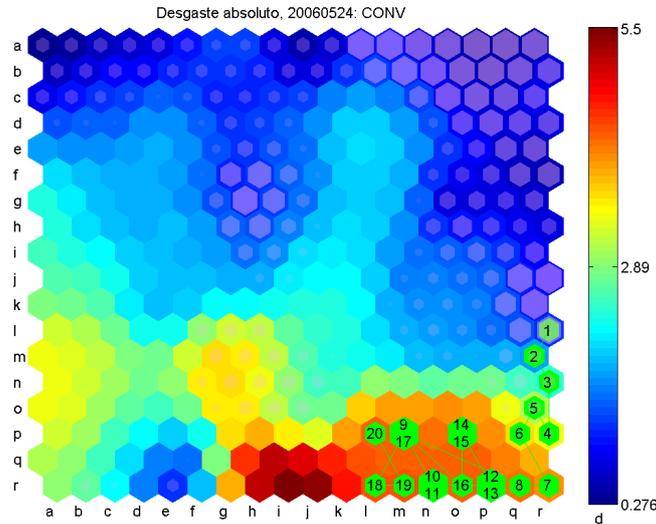


Figura 5.5: Serie de impactos de una serie de perforaciones realizadas con un mismo mandril en el mapa de Kohonen de la variable Desgaste absoluto. Se puede apreciar en gris la zona objetivo definida en el punto [5.3](#).

tantos vectores de consulta como eventos de perforación se hayan registrado y, por lo tanto, existirán igual cantidad de BMU para cada uno de estos vectores. Las BMU pueden repetirse a lo largo de la secuencia. Estas BMU indican cuál es la celda de la red cuyo vector interno se asemeja más al vector de datos de la perforación en cuestión. Esto tiene una importancia enorme en la determinación de la proximidad de salida de servicio del mandril, ya que la red fue previamente entrenada con datos reales de secuencias de perforación realizadas con mandriles a lo largo de toda su vida útil.

La semejanza de los datos de perforación de un mandril en un momento particular de su vida útil con una zona de la red correspondiente a mandriles cercanos al fin de su vida en servicio sirve como indicador preventivo para su reemplazo previo a la falla catastrófica.

La secuencia de BMUs para cada evento de perforación en una serie muestra la historia del mandril a medida que aumentó el número de perforaciones.

Se puede apreciar en la figura [5.5](#) la serie de impactos de un mandril, a lo largo de la secuencia de ensayos, en la variable desgaste absoluto, uno de los treinta y tres mapas de variables obtenidos luego del entrenamiento.

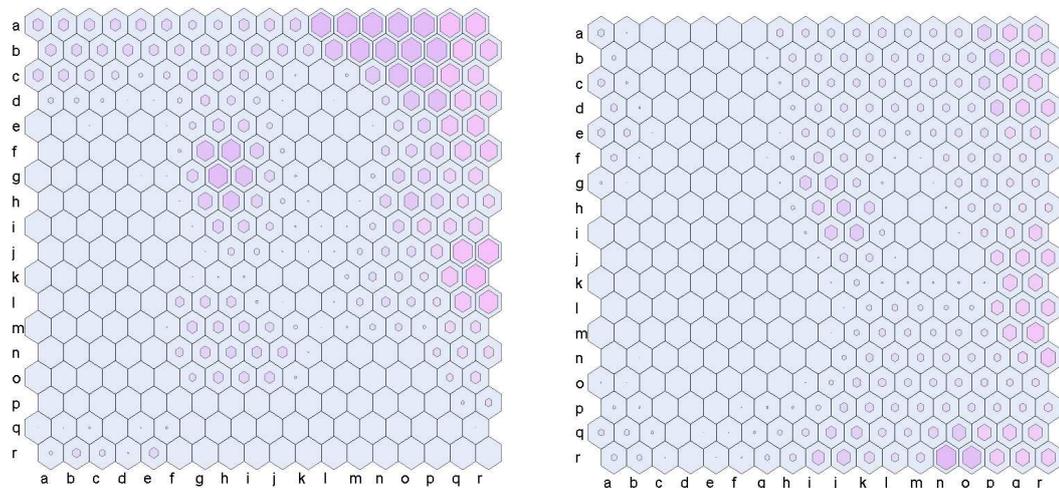


Figura 5.6: Zonas objetivo para los mandriles MTC (izquierda) y para los mandriles PIW (derecha)

Definición de zonas objetivo.

Implementación de las zonas objetivo.

Se desarrollaron programas en entorno Matlab [®] para calcular las zonas objetivo, así como también para graficarlas sobre los mapas de variables.

Se determinó un umbral, igual al 20 % inferior del rango de valores que toma cada variable elegida, por debajo del cual se considera aceptable el valor de dicha variable. Superponiendo las áreas de valores aceptables para cada variable, se determinó una zona en donde los valores fueran más cercanos al óptimo para las variables elegidas. Se normalizó este valor para todas las celdas de manera que la mejor de ellas fuera de valor igual a la unidad.

Esta región de la red neuronal se denomina zona óptima o zona objetivo, superpuesta en gris al mapa de variable mostrado en la figura 5.5. El tamaño de los hexágonos es proporcional a la optimidad de la zona, siendo el máximo igual al el 90 % del hexágono de la celda subyacente.

De esta manera, el comportamiento óptimo de un mandril sería aquel que impactara en todos los eventos de perforación en una celda cuyo valor de la zona objetivo definida anteriormente fuera la unidad.

Al realizar una serie de impactos en la red neuronal correspondientes a una secuencia de perforaciones, se obtiene una serie de valores entre 0 y 1 para cada evento. La sumatoria de estos valores ponderada por la cantidad de perforaciones realizadas corresponde a la cercanía al mejor comportamiento del mandril.

Capítulo 6

Análisis de resultados obtenidos.

6.1. Análisis de las interrelaciones de variables a través de los mapas de Kohonen.

Se realizó el entrenamiento de la red neuronal con la totalidad de los datos de las secuencias de perforación. De la observación del conjunto de mapas de variables resultante se pudieron extraer conclusiones comunes al comportamiento de los mandriles de ambas aleaciones.

En la figura 5.4 se muestran los mapas de variables según el entrenamiento mencionado en el párrafo precedente. Puede observarse cómo existe gran similitud entre algunos mapas. Esto significa que dichas variables presentaron, o bien el mismo comportamiento al variar en concordancia, o un comportamiento opuesto. Cabe recordar que, en cada mapa, el mismo lugar definido por fila y columna corresponde a un mismo evento de perforación. Además, dos lugares próximos entre sí en los mapas corresponden a datos de perforaciones de características similares, ya que este espacio bidimensional guarda la topología del espacio multidimensional de los datos.

Se pudo establecer, confirmando lo encontrado en el análisis de correlaciones lineales, las siguientes similitudes entre las variables luego del entrenamiento de la red neuronal con los datos de todas las secuencias de perforaciones:

- Las variables 4 y 5, *Fuerza axial maxima en perforación* y *Fuerza axial promedio en perforación* son directamente proporcionales en todo el mapa, es decir, mostraron el mismo comportamiento para todo el universo de datos con los que se entrenó a la red.
- Las variables 10, *Potencia maxima*, 11, *Potencia promedio unitaria en perforación* y 12, *Maximo de oscilacion de potencia*, mostraron el

mismo comportamiento directamente proporcional.

- Las variables 14, *Radio esférico de punta de mandril*, 16, *Desgaste absoluto*, y 15, *Distancia en mapa de desgaste*, guardan estrecha relación ya que ésta última es la hipotenusa de un triángulo rectángulo formado por las anteriores en el mapa de desgaste. Asimismo, en la experimentación, el radio esférico de los mandriles se mostró siempre en aumento al incrementarse el desgaste de su punta. Esto equivale a decir que, a lo largo de una secuencia de perforaciones, a medida que la punta de los mandriles se redondeaba (aumento del radio esférico) la longitud de éstos longitud disminuía. En parte del mapa de la variable 18, *Variación del radio esférico de mandril*, el comportamiento acompaña al de las variables 14 y 16.
- Las variables 14, *radio esférico de punta de mandril* y la variable 7, *primera pendiente de fuerza axial*, así como también con la variable 9, *cambio de pendiente de fuerza axial*, e inversamente proporcional a la variable 8, *segunda pendiente de fuerza axial*, mostraron un comportamiento directamente proporcional. Esto se debe al incremento del esfuerzo axial al inicio de la perforación cuando se incrementa el radio esférico de punta de mandril.
- También las variables 22, *Diámetro externo de perforado*, 25, *Deformación logarítmica circunferencial* y 28, *Factor de redundancia*, mostraron igual tendencia. A su vez mostraron un comportamiento inversamente proporcional a éstas variables, las variables 27, *Deformación logarítmica generalizada*, y 29, *Diámetro de mandril en la garganta*.
- Las variables 30, *Eficiencia de alimentación*, y 32, *Velocidad de deformación en la garganta*, resultaron ser directamente proporcionales entre sí e inversamente proporcionales a la variable 31, *Stich-zahl*, lo cual es completamente razonable de esperar.

Análisis de mapas de variables de la red entrenada con datos de mandriles de aleación MTC.

Los resultados de los entrenamientos de la red con los datos de las secuencias de perforación con mandriles de aleación MTC se muestran a continuación.

En la figura [6.1](#) se pueden apreciar todos los mapas de variables producto del entrenamiento de la red neuronal con los datos de secuencias de la aleación correspondiente.

Los comportamientos de los mandriles de esta aleación se evidenciaron en los mapas de variables. Se pudieron observar en los mapas las mismas

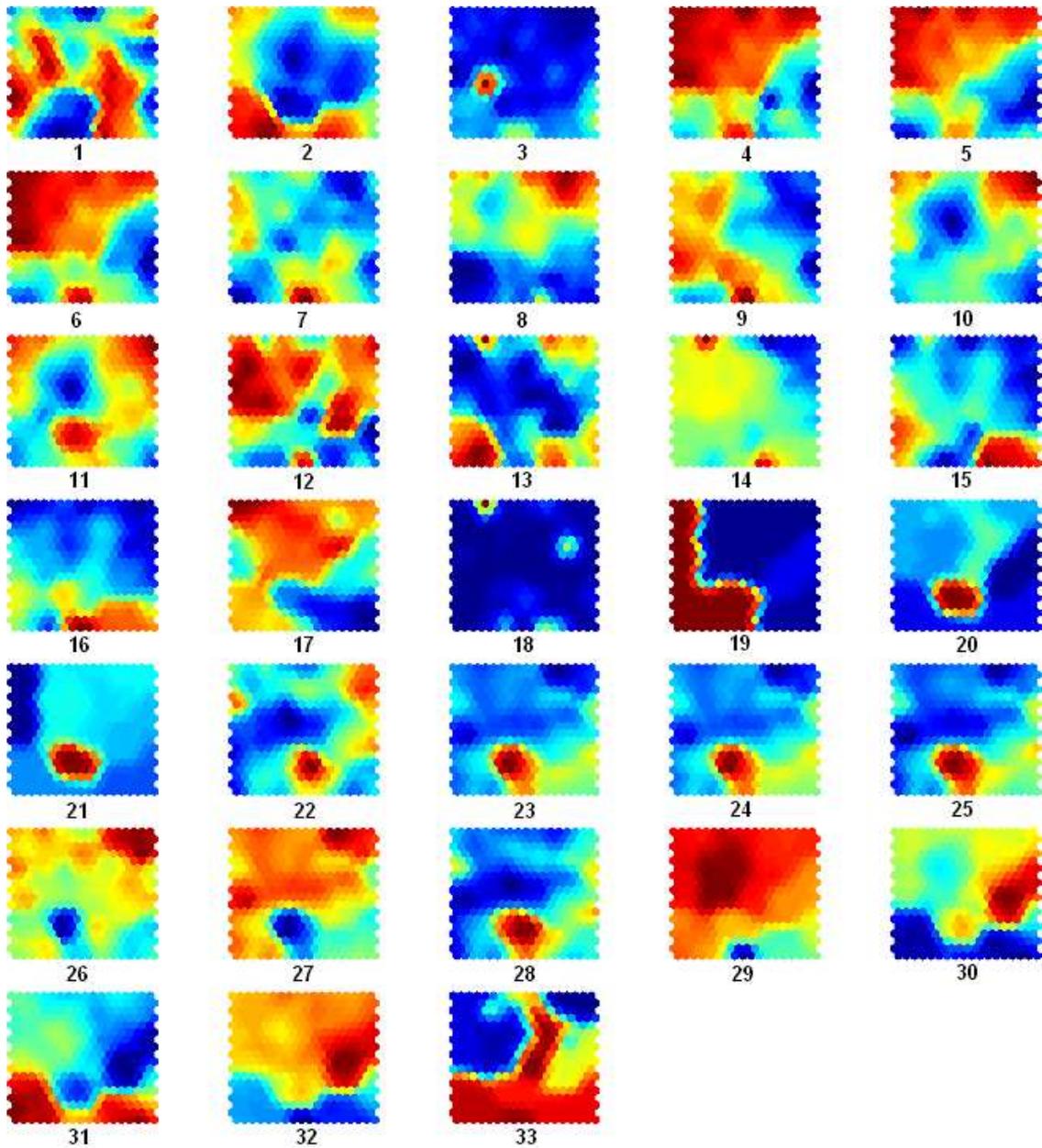


Figura 6.1: Mapas auto organizados de Kohonen para mandriles de aleación MTC. Mapas de componentes de todas las variables.

características observadas en los mapas de variables obtenidos luego del entrenamiento con todas las secuencias de ambas aleaciones.

Las diferencias observadas en el caso de la aleación MTC fueron las siguientes:

- Se observó un comportamiento directamente proporcional entre las variables 20, *Temperatura de horno*, y 21, *Tiempo de calentamiento*. Esto puede significar que el aumento de ambas variables tiene igual efecto en las variaciones de las demás, de ahí el agrupamiento de valores de igual tendencia en los mismos sitios del mapa.
- Las similitudes entre los mapas de variables en este entrenamiento fueron más notables que las similitudes entre mapas producto del entrenamiento con los datos de ambas aleaciones.
- Se observó en cercanías del centro de la red, para las variables 20, *Temperatura de horno*, 21, *Tiempo de calentamiento*, 22, *Diámetro externo de perforado*, y 23, *Espesor de perforado*, una concentración de valores máximos para cada variable. Los valores elevados de las primeras dos variables podrían ser causales de los valores de las dos siguientes. Esto se ve acompañado de sendos incrementos en las variables 24, *Deformación logarítmica radial*, 25, *Deformación logarítmica circunferencial*, y 28, *Factor de redundancia*, como es de esperarse dada su interrelación.

Análisis de mapas de variables de la red entrenada con datos de mandriles de aleación PIW.

Los mapas de variables obtenidos con el entrenamiento de la red utilizando los datos de secuencias de perforación para la aleación PIW se muestran en la figura [6.2](#).

Las tendencias comunes de las variables observadas para esta aleación y que complementan a las encontradas en el análisis de los mapas elaborados mediante el entrenamiento con ambas aleaciones se exponen a continuación.

- Se observó un comportamiento directamente proporcional de las variables 4 y 5, *Fuerza axial máxima en perforación* y *Fuerza axial promedio en perforación* con la variable 19, *Caudal de agua de refrigeración*. Esto mostró claramente la influencia de la tasa de extracción de calor del mandril en el aumento del coeficiente de roce entre mandril y tocho.
- Se halló un comportamiento proporcional, si bien no en la misma proporción a lo largo de todo el mapa, entre las variables 21, *Tiempo de calentamiento*, y 29, *Diámetro de mandril en la garganta*. Se puede apreciar asimismo una leve similitud entre éstos últimos mapas de

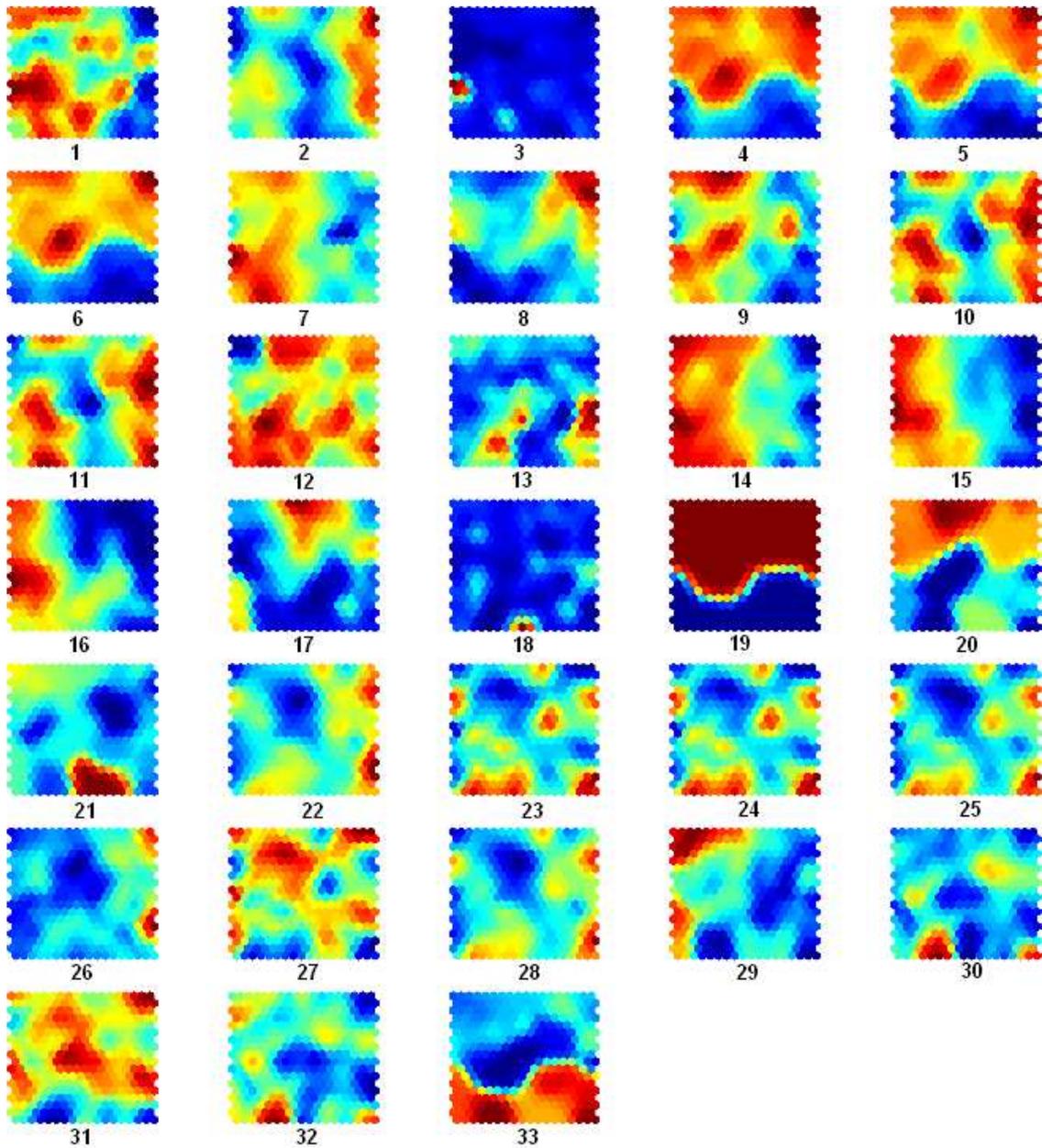


Figura 6.2: Mapas auto organizados de Kohonen para mandriles de aleación PIW. Mapas de componentes de todas las variables.

variables con los de las variables 14, *Radio esférico de mandril*, y 18, *Variación de radio esférico de mandril*.

Este último hallazgo puede tener su explicación en que, al permanecer los tochos dentro del horno por períodos de tiempo mayores a los regulares, la capa de óxido de alta temperatura o cascarilla que se forma a su alrededor disminuye el diámetro efectivo del tocho, por lo cual disminuye la compresión diametral y por lo tanto el trabajo plástico en el centro de la sección. Esto trae como consecuencia que sea el mandril quien efectúe en mayor proporción el trabajo de abrir el orificio en el centro del tocho. Esta podría ser la causa del aumento de radio esférico del mandril, así como también del desgaste absoluto.

6.2. Análisis de las zonas objetivo y los mapas de Kohonen.

Se elaboró un criterio para la determinación del comportamiento de los mandriles en base a las variables que dan cuenta de su desgaste. Se tomaron como indicativo del desgaste las variables:

- Trabajo plástico consumido.
- Trabajo de la fuerza de roce axial por unidad de longitud de tocho.
- Radio esférico de punta de mandril.
- Desgaste absoluto.

Se determinó un umbral por debajo del cual se considera aceptable el valor de cada variable y, mediante la superposición de las áreas de valores aceptables para cada variable, se determinó una zona en donde los valores fueran más cercanos al óptimo para las variables elegidas. Este umbral es igual al 20% inferior del rango de valores que toma cada variable elegida según los datos de entrenamiento.

Esta región de la red neuronal fue denominada 'zona óptima'.

Para ambos grupos de mandriles se detectó, dentro de la zona objetivo, sub zonas determinadas por los diferentes valores de las variables de entrada (variables definidas con la letra E en la lista expuesta anteriormente) y se analizó esto en relación con lo observado en las variables de salida (marcadas con la letra S en la mencionada lista). Se incluyó el stich-zahl por ser una de las variables adoptadas para el estudio. Esta variable, considerada influyente en el modo de rotura del centro del tocho, depende de variables de entrada

tanto como de las de salida, por lo cual no es considerada directamente de uno u otro tipo.

A continuación se enumeran las variables definidas como de entrada:

- Tiempo entre perforaciones [*s*]
- Caudal de agua de refrigeración [*ml · s⁻¹*]
- Temperatura de horno [*°C*]
- Tiempo de calentamiento [*min*]

El objetivo de este análisis fue esclarecer cuáles son los valores de las variables de entrada que tienen como consecuencia una zona objetivo en las de salida.

Cabe destacar que este criterio para la zona objetivo ha sido definido para estos mandriles de laboratorio con las condiciones y posibilidades del equipamiento que se utilizó y es totalmente aplicable tanto a la industria como a otros ensayos de desgaste.

Zonas objetivo en mapas de variables para los mandriles de aleación MTC.

Se detectaron tres sub zonas dentro de la zona objetivo para los datos proporcionados por las secuencias de perforaciones con mandriles de aleación MTC. Estas sub zonas están definidas por las diferentes combinaciones de valores de las variables de entrada.

La primera de las tres sub zonas objetivo definidas según el criterio establecido para los mandriles de aleación MTC se puede apreciar en la figura [6.3](#).

En la sub zona objetivo 1 los valores de las variables de entrada caudal de agua de refrigeración y tiempo entre perforaciones fueron mínimos, mientras que las variables temperatura de horno y tiempo de calentamiento mostraron valores bajos, aunque no mínimos.

El stich-zahl mostró valores medios a bajos.

Se observaron valores altos y medio altos de las variables de salida trabajo de la fuerza de roce axial y trabajo plástico unitario consumido, respectivamente. Las variables desgaste absoluto y radio esférico de punta de mandril mostraron valores mínimos.

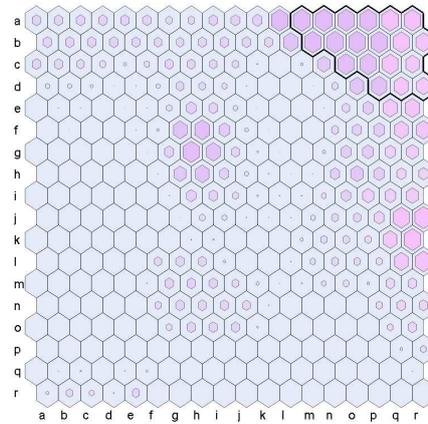


Figura 6.3: Zona objetivo y sub zona objetivo 1 en mapas de variables de mandriles de aleación MTC.

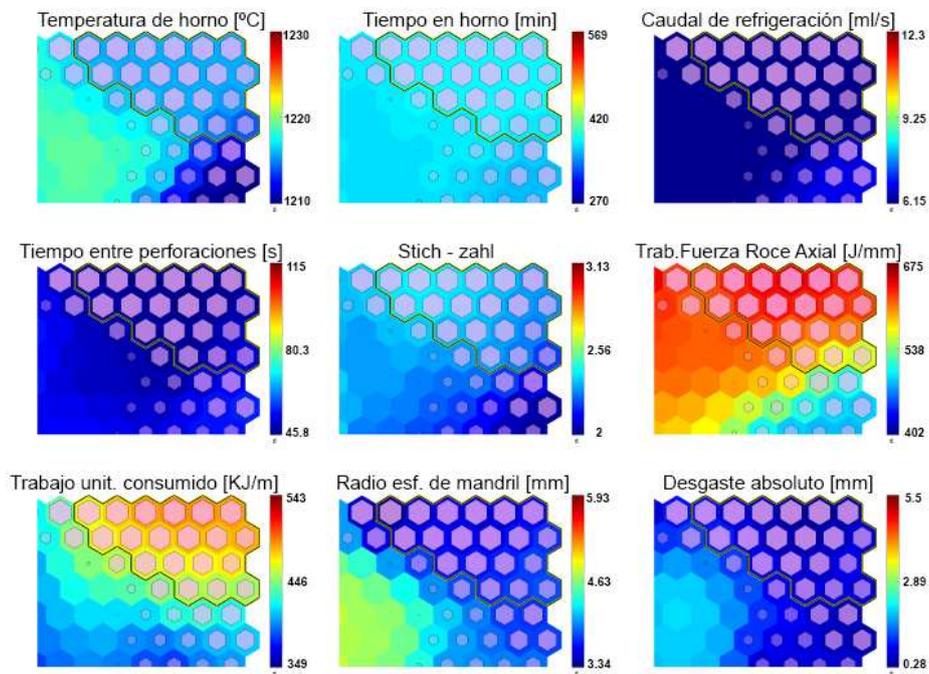


Figura 6.4: Sub zona objetivo 1 en mapas de variables de entrada, salida y stich.zahl de mandriles de aleación MTC.

Variable	Rango de valores
Temperatura de horno [°C]	≈ 1215 (baja)
Tiempo de calentamiento del material [min]	≈ 380 (med bajo)
Caudal de refrigeración [ml/s]	6,15 (mínimo)
Tiempo entre perforaciones [s]	45,8 a 50 (mínimo)
Stich-zahl	2,1 a 2,4 (med bajo)
Trabajo de la comp. axial de la fza. de roce [J/mm]	≈ 675 (alto)
Trabajo unitario consumido [KJ/m]	445 a 485 (med alto)
Radio esférico de punta de mandril [mm]	≈ 3,4 (mínimo)
Desgaste absoluto [mm]	≈ 0,28 (mínimo)

Figura 6.5: Valores de las variables de entrada, salida y stich-zahl para la sub zona objetivo 1 de los mapas de Kohonen correspondientes a los mandriles de aleación MTC.

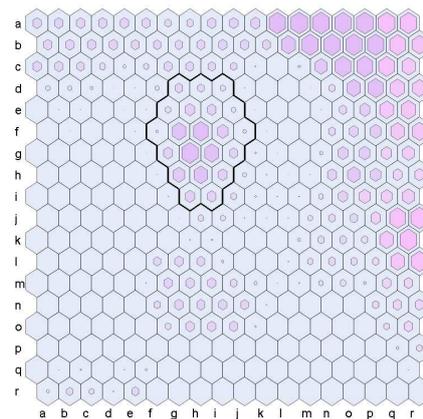


Figura 6.6: Zona objetivo y sub zona objetivo 2 en mapas de variables de mandriles de aleación MTC.

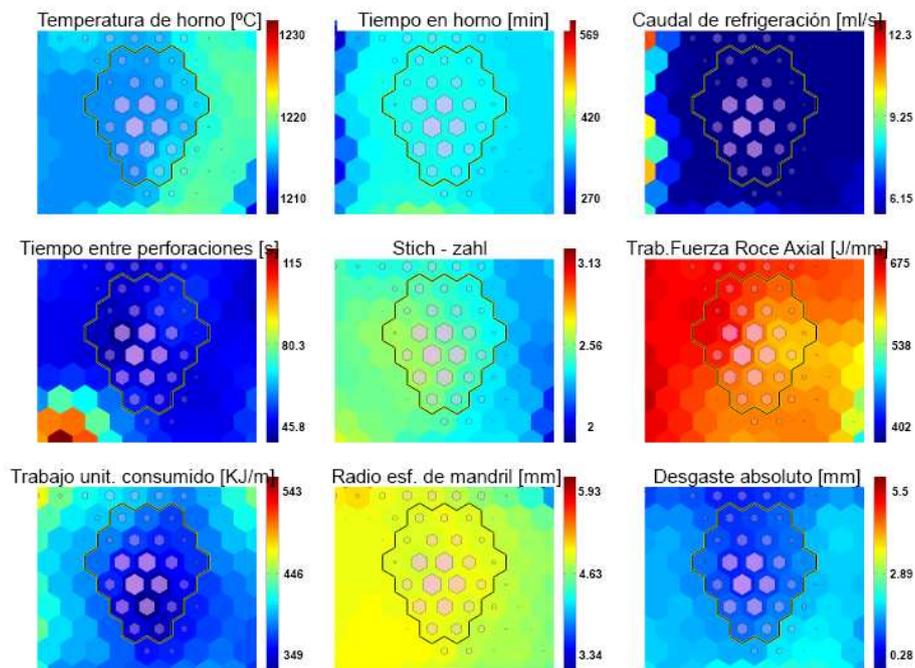


Figura 6.7: Sub zona objetivo 2 en mapas de variables de entrada, salida y stich.zahl de mandriles de aleación MTC.

En la sub zona objetivo 2 para los mandriles MTC se encontraron valores también mínimos de las variables caudal de agua de refrigeración y tiempo entre perforaciones, así como también fue baja la temperatura de horno. Sin embargo el tiempo de calentamiento del material, o tiempo de horno, mostró valores medios.

La variable stich-zahl mostró valores medios.

Se observaron valores altos de trabajo de la componente axial de la fuerza de roce sobre el mandril, mientras que se detectó el mínimo en el trabajo unitario consumido. El desgaste absoluto mostró valores medios a bajos y el radio esférico de punta de mandril, valores medios.

En la sub zona objetivo 3 se encontraron valores medios a bajos de las variables tiempo de calentamiento, caudal de refrigeración y tiempo entre perforaciones, mientras que mostró valores mínimos la variable temperatura de horno.

La variable stich-zahl también mostró sus valores mínimos.

Se observaron valores mínimos a medios en las variables trabajo plástico de la fuerza de roce axial, trabajo unitario consumido y radio esférico de pun-

Variable	Rango de valores
Temperatura de horno [°C]	≈ 1217 (med baja)
Tiempo de calentamiento del material [min]	≈ 400 (med)
Caudal de refrigeración [ml/s]	6,15 (mín)
Tiempo entre perforaciones [s]	46 (mín)
Stich-zahl	≈ 2,55 (med)
Trabajo de la comp. axial de la fza. de roce [J/mm]	650 a 675 (alto)
Trabajo unitario consumido [KJ/m]	350 a 380 (mín)
Radio esférico de punta de mandril [mm]	≈ 4,9 (med)
Desgaste absoluto [mm]	≈ 1,3 (med bajo)

Figura 6.8: Valores de las variables de entrada, salida y stich-zahl para la sub zona objetivo 2 de los mapas de Kohonen correspondientes a los mandriles de aleación MTC.

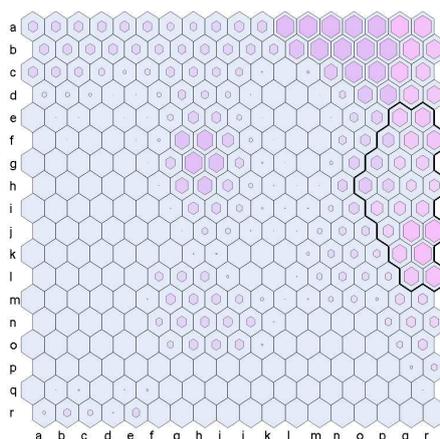


Figura 6.9: Zona objetivo y sub zona objetivo 3 en mapas de variables de mandriles de aleación MTC.

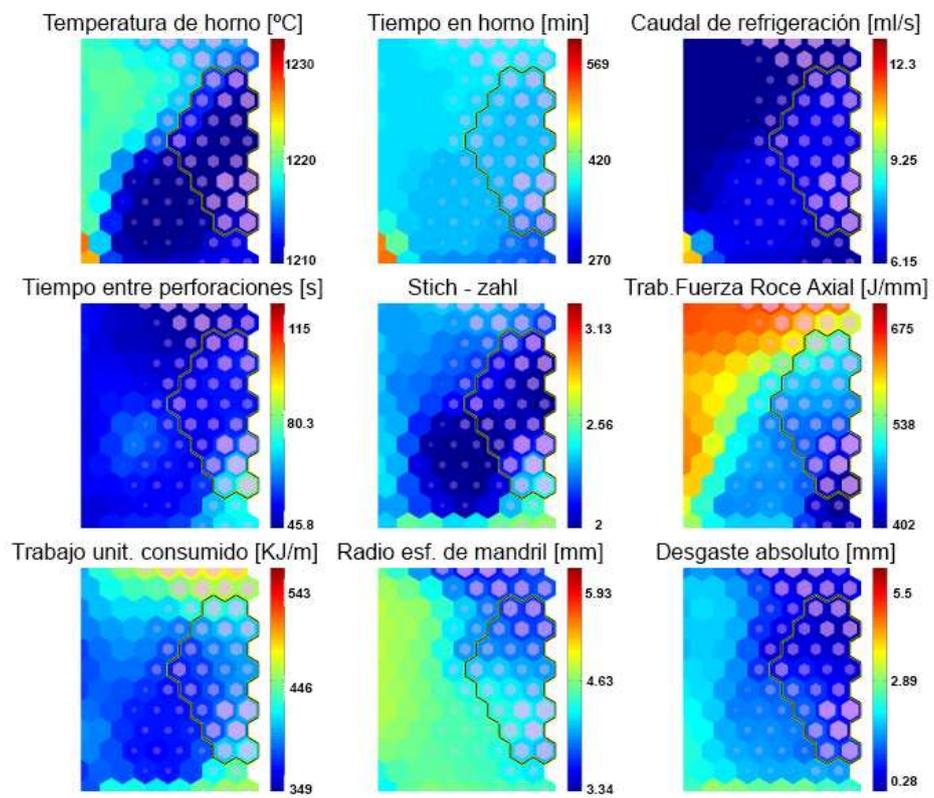


Figura 6.10: Sub zona objetivo 3 en mapas de variables de entrada, salida y stich.zahl de mandriles de aleación MTC.

Variable	Rango de valores
Temperatura de horno [°C]	1210 (mín)
Tiempo de calentamiento del material [<i>min</i>]	≈ 400 (med bajo)
Caudal de refrigeración [<i>ml/s</i>]	7 (med bajo)
Tiempo entre perforaciones [<i>s</i>]	≈ 50 (bajo a med)
Stich-zahl	≈ 2 (mín)
Trabajo de la comp. axial de la fza. de roce [<i>J/mm</i>]	400 a 530 (mín a med)
Trabajo unitario consumido [<i>KJ/m</i>]	350 a 440 (mín a med)
Radio esférico de punta de mandril [<i>mm</i>]	3,4 a 4,5 (mín a med)
Desgaste absoluto [<i>mm</i>]	0,28 (mín)

Figura 6.11: Valores de las variables de entrada, salida y stich-zahl para la sub zona objetivo 3 de los mapas de Kohonen correspondientes a los mandriles de aleación MTC.

ta de mandril, mientras que la variable desgaste absoluto mostró los valores mínimos.

De lo expuesto en las tablas y gráficos anteriores, se determinó que la zona objetivo en perforaciones con mandriles de aleación MTC están determinadas por los siguientes valores en las variables de entrada:

- Temperatura de horno de 1210°C a 1217°C.
- Caudal de agua de refrigeración de 6,3*ml/2* a 7*ml/s*
- Tiempo de calentamiento de 380*min* a 400*min*.
- Tiempo entre perforaciones de 45*s* a 50*s*.

El valor de stich-zahl para estas condiciones sería de 2 a 2,4 vueltas.

Zonas objetivo en mapas de variables para los mandriles de aleación PIW.

Para los datos proporcionados por las secuencias de perforaciones con mandriles de aleación PIW se pudieron determinar seis sub zonas dentro de la zona objetivo.

En la sub zona objetivo 1 se encontraron valores altos de caudal de agua de refrigeración, temperatura de horno alta a media, tiempo de horno promedio y corto tiempo entre perforaciones.

El stich-zahl mostró valores medios a altos.

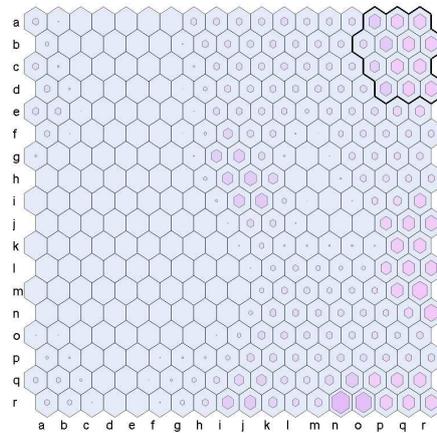


Figura 6.12: Zona objetivo y sub zona objetivo 1 en mapas de variables de mandriles de aleación PIW.

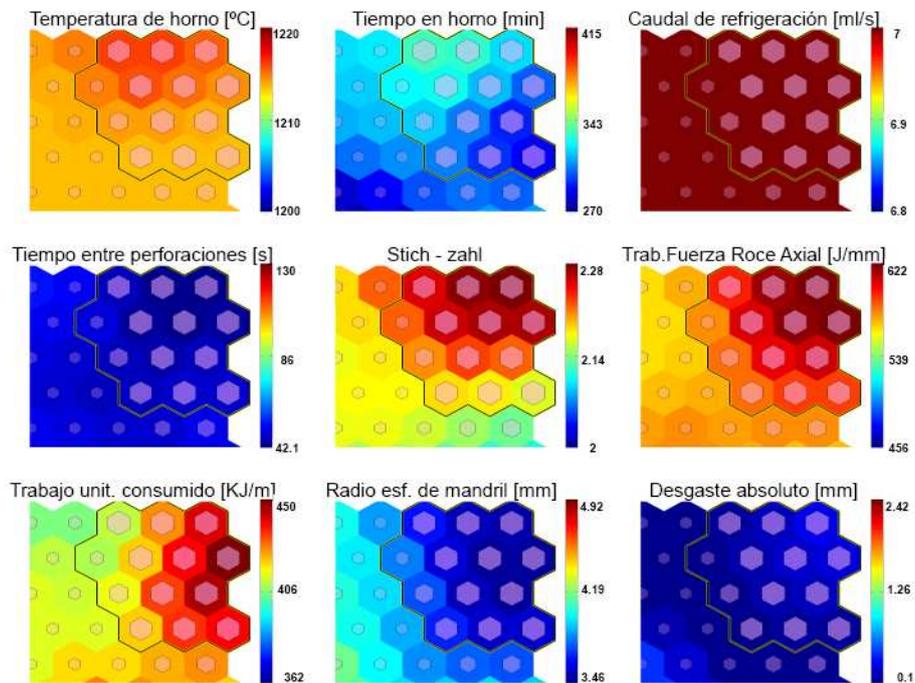


Figura 6.13: Sub zona objetivo 1 en mapas de variables de entrada, salida y stich.zahl de mandriles de aleación PIW.

Variable	Rango de valores
Temperatura de horno [°C]	≈ 1217 (alta)
Tiempo de calentamiento del material [min]	≈ 345 (med)
Caudal de refrigeración [ml/s]	7 (máx)
Tiempo entre perforaciones [s]	42,5 (mín)
Stich-zahl	2,2 a 2,28 (máx)
Trabajo de la comp. axial de la fza. de roce [J/mm]	≈ 620 (máx)
Trabajo unitario consumido [KJ/m]	410 a 450 (máx)
Radio esférico de punta de mandril [mm]	≈ 3,5 (mín)
Desgaste absoluto [mm]	≈ 0,1 (mín)

Figura 6.14: Valores de las variables de entrada, salida y stich-zahl para la sub zona objetivo 1 de los mapas de Kohonen correspondientes a los mandriles de aleación PIW.

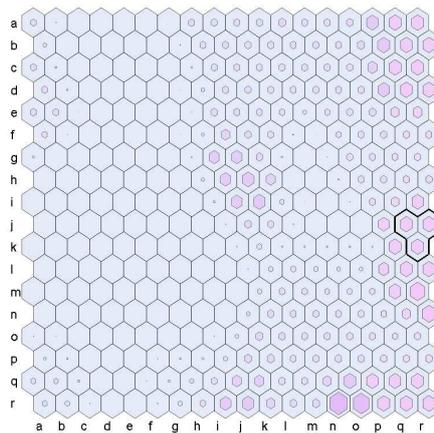


Figura 6.15: Zona objetivo y sub zona objetivo 2 en mapas de variables de mandriles de aleación PIW.

En las variables de salida desgaste y radio esférico de punta de mandril se encontraron valores pequeños, mientras que el trabajo unitario de la componente axial de la fuerza de roce, así como el trabajos unitarios consumido exhibieron valores altos.

Los valores de temperatura de horno y tiempo entre perforaciones fueron bajos en la sub zona objetivo 2, mientras que las variables tiempo de horno mostró valores promedio, y el caudal de agua de refrigeración valores altos. El stich-zahl mostró valores medios a altos.

Las variables de salida arrojaron como resultados valores de radio esférico de mandril y desgaste absoluto mínimos, trabajo plástico y trabajo de la fuerza de roce medios a altos.

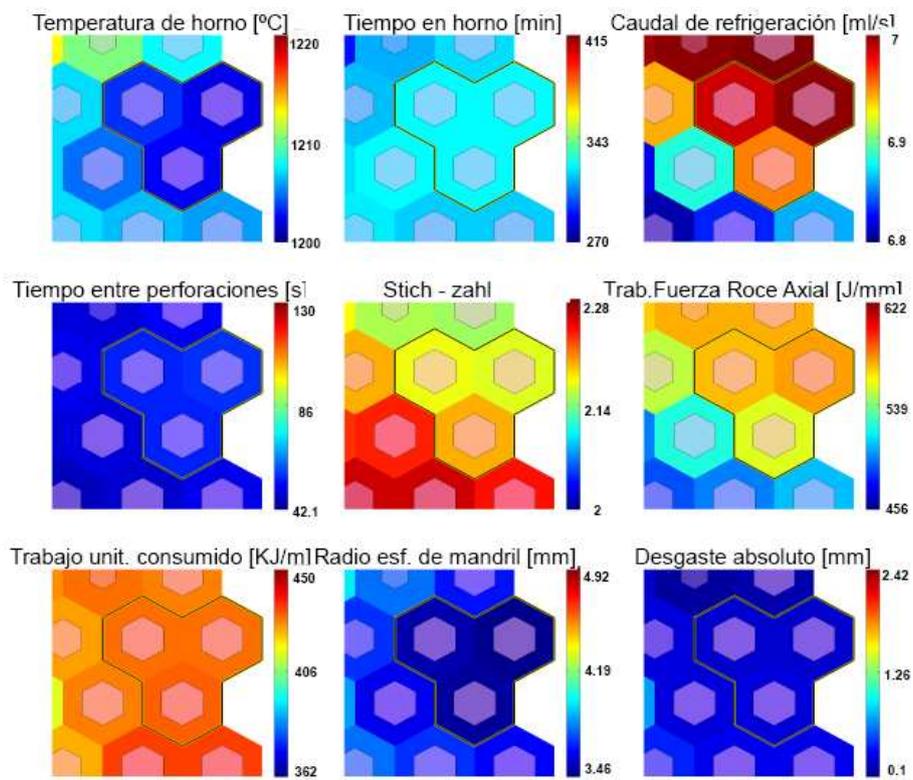


Figura 6.16: Sub zona objetivo 2 en mapas de variables de entrada, salida y stich.zahl de mandriles de aleación PIW.

Variable	Rango de valores
Temperatura de horno [°C]	≈ 1203 (mín)
Tiempo de calentamiento del material [min]	≈ 340 (med)
Caudal de refrigeración [ml/s]	6,95 a 7 (máx)
Tiempo entre perforaciones [s]	≈ 50 (bajo)
Stich-zahl	2,17 a 2,2 (med alto)
Trabajo de la comp. axial de la fza. de roce [J/mm]	550 a 580 (med alto)
Trabajo unitario consumido [KJ/m]	≈ 430 (med alto)
Radio esférico de punta de mandril [mm]	≈ 3,45 (mín)
Desgaste absoluto [mm]	≈ 0,26 (bajo)

Figura 6.17: Valores de las variables de entrada, salida y stich-zahl para la sub zona objetivo 2 de los mapas de Kohonen correspondientes a los mandriles de aleación PIW.

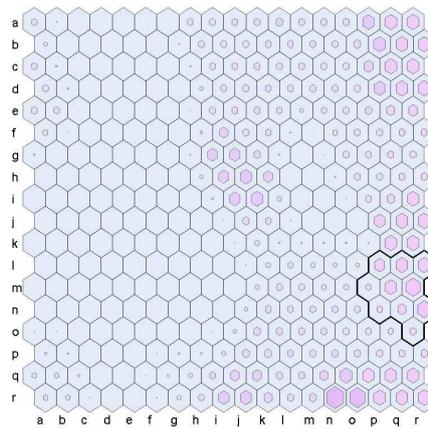


Figura 6.18: Zona objetivo y sub zona objetivo 3 en mapas de variables de mandriles de aleación PIW.

En la sub zona objetivo 3, se observaron valores bajos de caudal de agua de refrigeración y tiempo entre perforaciones, así como se observaron valores medios a bajos de temperatura de horno y tiempo de calentamiento, o tiempo de horno.

Por su parte, la variable stich-zahl mostró valores medios a altos.

Se observaron en las variables de salida los valores mínimos de las tres variables estudiadas: trabajo de la fuerza de roce axial, desgaste absoluto y radio esférico de mandril mínimos, mientras que el trabajo plástico unitario exhibió valores máximos.

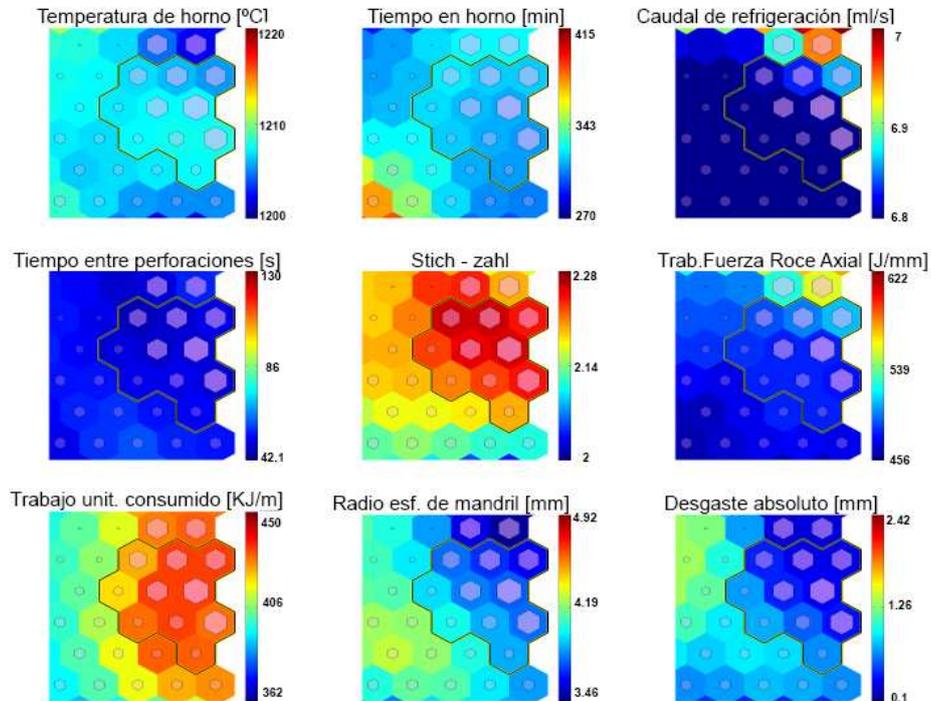


Figura 6.19: Sub zona objetivo 3 en mapas de variables de entrada, salida y stich.zahl de mandriles de aleación PIW.

Variable	Rango de valores
Temperatura de horno [°C]	≈ 1207 (med bajo)
Tiempo de calentamiento del material [min]	≈ 330 (med bajo)
Caudal de refrigeración [ml/s]	6,8 (mín)
Tiempo entre perforaciones [s]	≈ 50 (bajo)
Stich-zahl	≈ 2,24 (alto)
Trabajo de la comp. axial de la fza. de roce [J/mm]	480 a 500 (bajo)
Trabajo unitario consumido [KJ/m]	≈ 420 (alto)
Radio esférico de punta de mandril [mm]	3,6 a 4 (med bajo)
Desgaste absoluto [mm]	≈ 0,6 (bajo)

Figura 6.20: Valores de las variables de entrada, salida y stich-zahl para la sub zona objetivo 3 de los mapas de Kohonen correspondientes a los mandriles de aleación PIW.

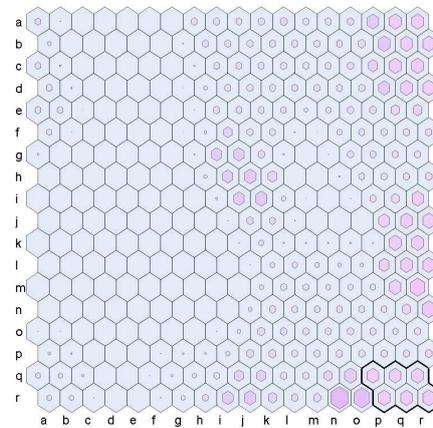


Figura 6.21: Zona objetivo y sub zona objetivo 4 en mapas de variables de mandriles de aleación PIW.

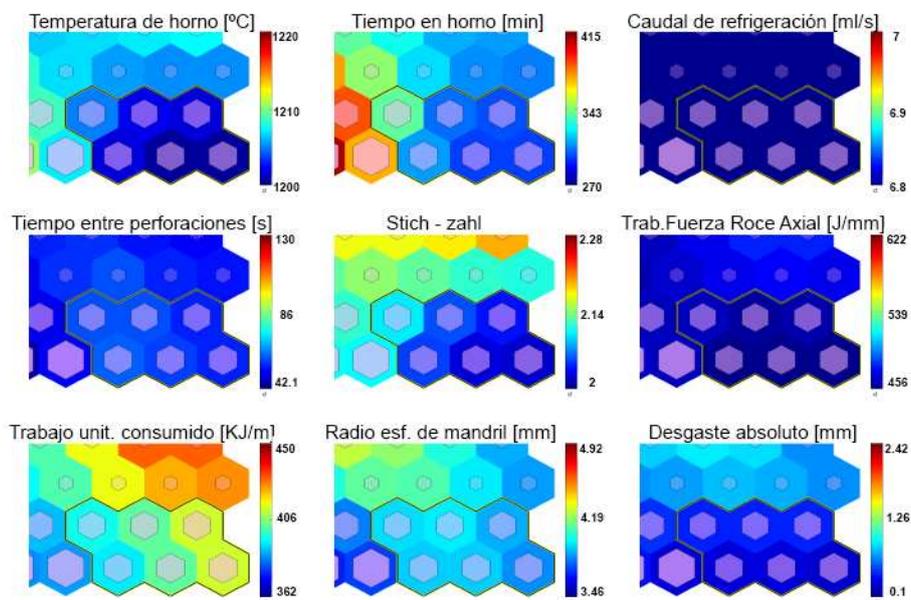


Figura 6.22: Sub zona objetivo 4 en mapas de variables de entrada, salida y stich.zahl de mandriles de aleación PIW.

Variable	Rango de valores
Temperatura de horno [°C]	≈ 1200 (mín)
Tiempo de calentamiento del material [min]	≈ 300 (bajo)
Caudal de refrigeración [ml/s]	6,8 (mín)
Tiempo entre perforaciones [s]	≈ 60 (bajo)
Stich-zahl	2 a 2,1 (bajo)
Trabajo de la comp. axial de la fza. de roce [J/mm]	456 (mín)
Trabajo unitario consumido [KJ/m]	≈ 406 (med)
Radio esférico de punta de mandril [mm]	≈ 4,1 (med bajo)
Desgaste absoluto [mm]	≈ 0,3 (bajo)

Figura 6.23: Valores de las variables de entrada, salida y stich-zahl para la sub zona objetivo 4 de los mapas de Kohonen correspondientes a los mandriles de aleación PIW.

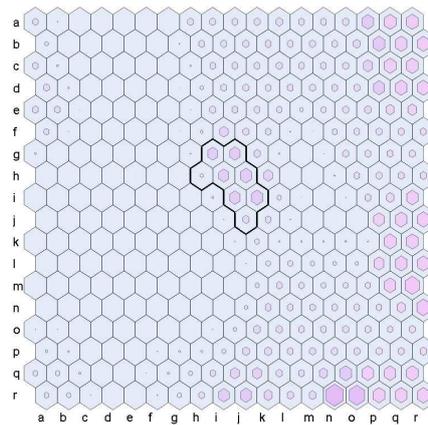


Figura 6.24: Zona objetivo y sub zona objetivo 5 en mapas de variables de mandriles de aleación PIW.

Las cuatro variables denominadas de entrada exhibieron, en la sub zona objetivo, 4 valores mínimos, así como también se observaron valores mínimos de stich-zahl.

Los valores de las variables desgaste absoluto y trabajo de la fuerza de roce axial presentaron valores mínimos, la variable radio esférico de mandril, medios a bajos, y la variable trabajo plástico unitario, valores medios.

En la sub zona 5 se observaron valores altos de caudal de agua de refrigeración, mientras que los de temperatura de horno y tiempo entre perforaciones fueron valores bajos. El tiempo de calentamiento fue de corto a medio.

El stich-zahl mostró valores promedio.

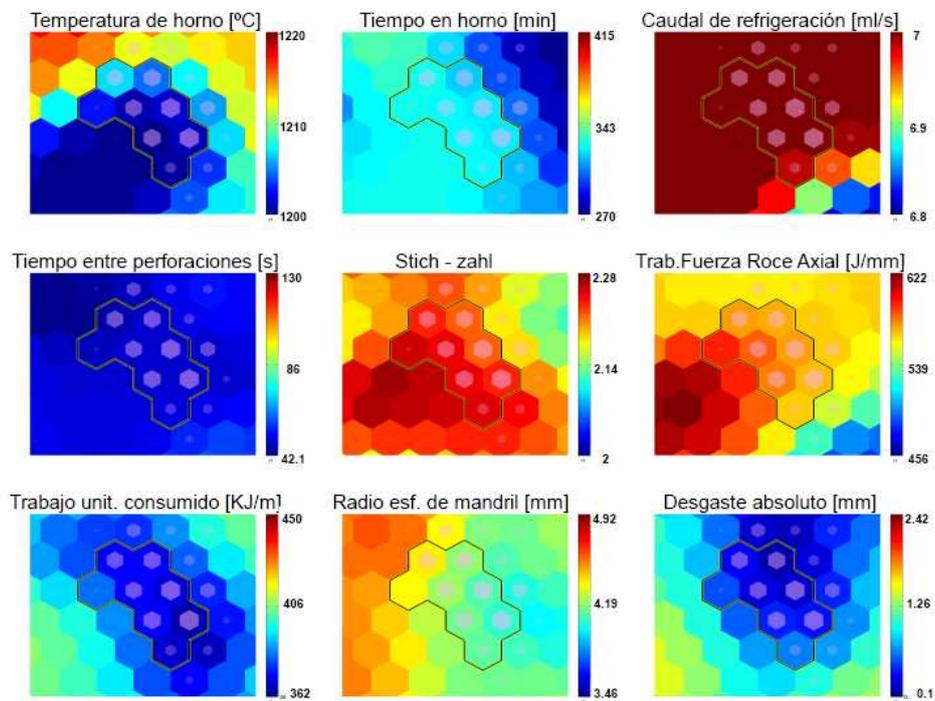


Figura 6.25: Sub zona objetivo 5 en mapas de variables de entrada, salida y stich.zahl de mandriles de aleación PIW.

Variable	Rango de valores
Temperatura de horno [°C]	≈ 1200 (mín)
Tiempo de calentamiento del material [min]	≈ 340 (med)
Caudal de refrigeración [ml/s]	7 (máx)
Tiempo entre perforaciones [s]	≈ 60 (med bajo)
Stich-zahl	≈ 2,23 (alto)
Trabajo de la comp. axial de la fza. de roce [J/mm]	≈ 570 (med alto)
Trabajo unitario consumido [KJ/m]	≈ 380 (med bajo)
Radio esférico de punta de mandril [mm]	≈ 4,2 (med)
Desgaste absoluto [mm]	≈ 0,15 (mín)

Figura 6.26: Valores de las variables de entrada, salida y stich-zahl para la sub zona objetivo 5 de los mapas de Kohonen correspondientes a los mandriles de aleación PIW.

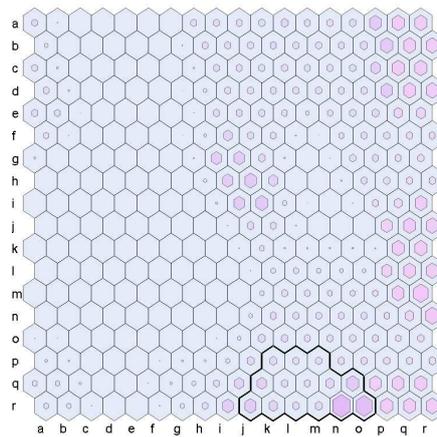


Figura 6.27: Zona objetivo y sub zona objetivo 6 en mapas de variables de mandriles de aleación PIW.

Se observaron valores mínimos de desgaste absoluto y radio esférico de mandril, mientras que por el contrario, se observaron máximos en las variables trabajo plástico unitario y de la componente axial de la fuerza de roce.

Finalmente, en la sub zona objetivo 6 se encontraron valores bajos de caudal de agua de refrigeración, así como también de tiempo entre perforaciones. La temperatura de horno mostró valores medios y el tiempo de calentamiento valores altos.

La variable stich-zahl mostró valores bajos a medios.

Se observaron valores mínimos de las variables trabajo de la fuerza de roce axial, desgaste absoluto y radio esférico de mandril , mientras que se

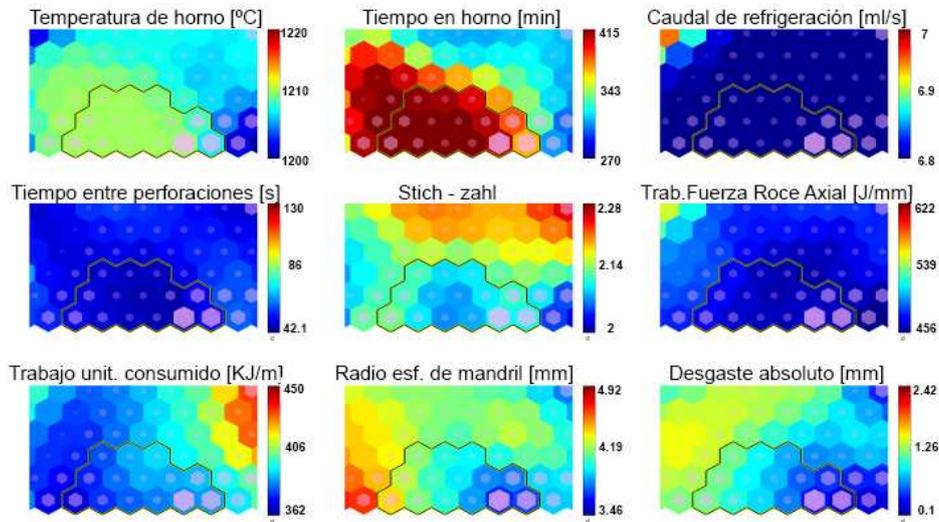


Figura 6.28: Sub zona objetivo 6 en mapas de variables de entrada, salida y stich.zahl de mandriles de aleación PIW.

observaron valores promedio de la variable trabajo plástico unitario.

Se pudo establecer, en base a las seis sub zonas objetivo determinadas por los valores diferentes de las variables de entrada, un criterio para determinar para qué valores de éstas variables y en qué condiciones se configura una zona objetivo de acuerdo con las variables de salida.

Existen dos rangos de temperatura en los cuales se pueden agrupar las sub zonas mencionadas:

Temperatura alta ($\simeq 1217^{\circ}\text{C}$):

Para este valor de temperatura los valores de las tres variables de entrada restantes serían:

- Caudal de agua de refrigeración máximo: 7ml/s
- Tiempo de calentamiento: $\simeq 345\text{min}$
- Tiempo entre perforaciones mínimo: $\simeq 43\text{s}$

El stich-zahl para esta configuración toma valores de 2,2 a 2,28 vueltas.

Es necesario destacar que asimismo se registran valores máximos de trabajo unitario consumido, así como también de trabajo de la componente axial de la fuerza de roce, por lo cual si bien se considera una zona óptima,

Variable	Rango de valores
Temperatura de horno [°C]	1210 (med)
Tiempo de calentamiento del material [min]	415 (máx)
Caudal de refrigeración [ml/s]	6,8 (mín)
Tiempo entre perforaciones [s]	≈ 42 (mín)
Stich-zahl	≈ 2,14 (med)
Trabajo de la comp. axial de la fza. de roce [J/mm]	≈ 456 (mín)
Trabajo unitario consumido [KJ/m]	380 a 395 (med bajo)
Radio esférico de punta de mandril [mm]	3,6 a 4,25 (med bajo)
Desgaste absoluto [mm]	0,1 a 1,25 (med bajo)

Figura 6.29: Valores de las variables de entrada, salida y stich-zahl para la sub zona objetivo 6 de los mapas de Kohonen correspondientes a los mandriles de aleación PIW.

éstos valores de consumo indican que esta condición óptima no se mantendría mucho a lo largo de tiempo.

Temperatura baja (1200°C a 1207°C):

- El caudal de agua de refrigeración varía en todo el rango, determinando proporcionalmente el valor de la variable trabajo de la componente axial de la fuerza de roce.
- Tiempo de calentamiento: 300min a 340min
- Tiempo entre perforaciones bajo: 50s a 60s

Con esta configuración de variables de entrada se obtendría un valor alto de stich-zahl para mandriles esta aleación, de alrededor de 2,2 vueltas.

De hecho, el rango de valores de stich-zahl encontrado en las zonas óptimas para datos de ambas aleaciones es $2,2 \pm 2$ vueltas.

De este análisis se concluye que, para ambas aleaciones, conviene establecer para las variables de entrada:

- Valores bajos de tiempo entre perforaciones, para evitar el enfriamiento del herramental, que a su vez enfriaría el material, aumentando el trabajo consumido y el desgaste del mandril con el descenso de temperatura.
- Valores bajos de tiempo de calentamiento, para evitar la disminución del diámetro efectivo del tocho y favorecer la reducción diametral del mismo mediante los cilindros y reducir así la proporción de trabajo de apertura del tocho ejercido por el mandril.

- Valores moderados a bajos de temperatura de horno, manteniendo el margen de temperatura durante la perforación-laminación para asegurar la ductilidad en caliente.

6.3. Análisis de impactos de los datos de secuencias de perforación en zonas objetivo y en relación con los resultados del análisis de mandriles.

Se realizó el análisis por separado mediante impactos en los mapas auto organizados de los datos de perforación de mandriles de aleaciones MTC y PIW debido al diferente comportamiento de cada aleación y a fin de poder relacionar los resultados con los análisis destructivos de las muestras seccionadas.

Los datos de secuencias de perforaciones para ambos grupos de mandriles fueron impactados en los mapas entrenados con los datos correspondientes.

Mediante programas desarrollados especialmente, se elaboró un orden de comportamiento de mandriles según las series de impactos y la zona objetivo para cada grupo según el criterio establecido.

Análisis de impactos en las zonas objetivo de los datos de perforaciones de los mandriles de aleación MTC.

Se muestran en la figura [6.30](#) los mapas de Kohonen de las variables de entrada y salida, y en superposición, la zona objetivo para este grupo de mandriles.

Se valoró la permanencia dentro de la zona objetivo estableciéndose un orden de comportamiento dentro de los mandriles de aleación MTC.

El resultado se muestra en la tabla [6.31](#).

De la observación de los impactos de los datos del mandril B en los mapas de variables, se determinó que, desde la primer perforación de la secuencia, el mandril tuvo un mal comportamiento, definido por el valor de proximidad a lo ideal igual a 0,0805. Al inicio de la secuencia de perforaciones impactó en una zona de valores bajos y cercana a la sub zona 1, debido principalmente al aumento de radio esférico temprano.

Analizando las variables de entrada para esta secuencia, se advierte que la temperatura de calentamiento fue de 1220°C, valor que excede al anteriormente mencionado como valor de variable de entrada asociado a la zona objetivo. Asimismo, el caudal de refrigeración fue mínimo, 6,15ml/s, valor

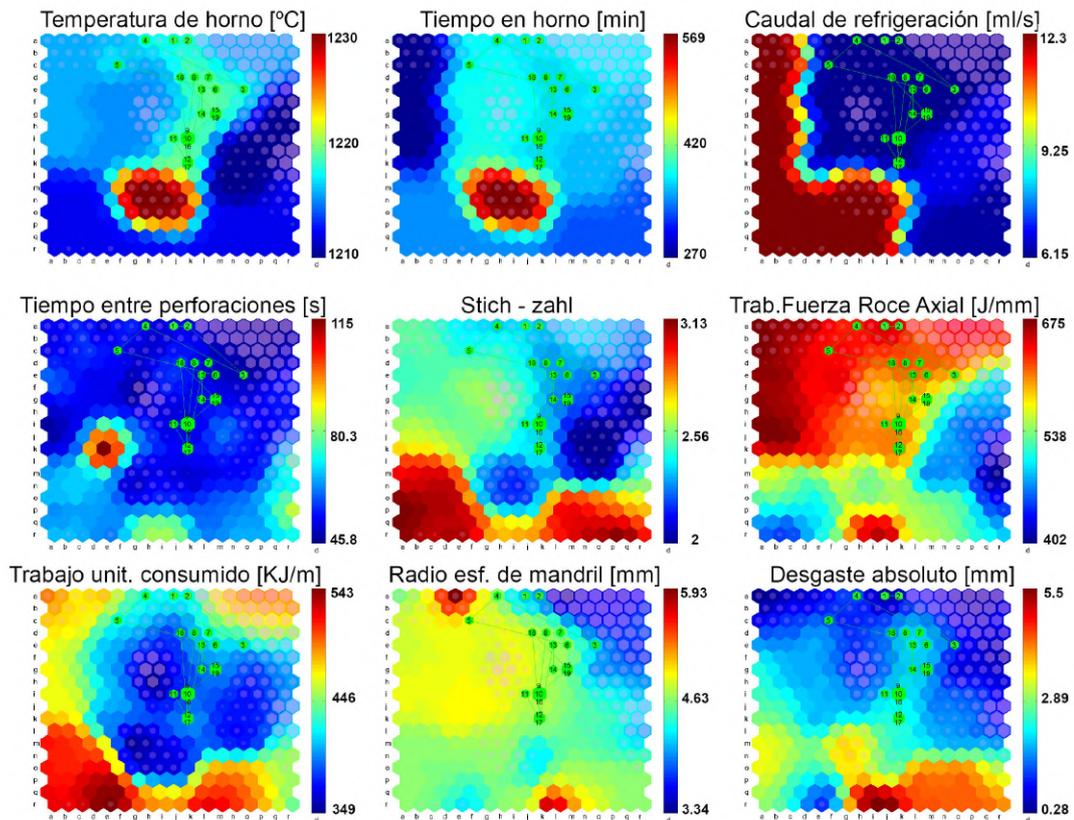


Figura 6.30: Impactos del mandril B, de aleación MTC, en los mapas de variables de entrada, parámetros del proceso, de salida, indicadores de desgaste y stich-zahl.

Orden	Mandril y tratamiento superficial	Índice de optimidad
1	MTC Conv 11-4	0.4947
2	MTC Conv 12-1	0.1783
3	MTC Conv 12-2	0.1144
4	MTC Conv (Mandril B)	0.0805
5	MTC Conv 5	0.0706
6	MTC N	0.0528
7	MTC Conv 11-3	0.0509
8	MTC Conv 8-L	0.0500
9	MTC Conv 11-2	0.0230
10	MTC Conv 11-1	0.0039
11	MTC FW	0.000

Figura 6.31: Tabla de valores de proximidad al óptimo para datos de secuencias de perforación de mandriles de aleación MTC.

Orden	Mandril y tratamiento superficial	Índice de optimidad
1	PIW 30 (mandril F)	0.2463
2	PIW 20 3-1	0.2327
3	PIW T30	0.2185
4	PIW 30 2	0.2161
5	PIW TN 2	0.2082
6	PIW TN 1	0.1476
7	PIW 30 1	0.1346
8	PIW 30 (mandril E)	0.1254
9	PIW 20 (mandril D)	0.1220
10	PIW T20	0.1009
11	PIW 20 3-2	0.0960
12	PIW 20 (mandril C)	0.0743

Figura 6.32: Tabla de valores de proximidad al óptimo para datos de secuencias de perforación de mandriles de aleación PIW.

que también está fuera del rango de valores de caudal asociados a la zona óptima.

Se puede explicar el comportamiento basándose en que el valor de temperatura superior al óptimo asociado con el bajo caudal de refrigeración tuvo como consecuencia el excesivo aporte térmico al mandril. Esto trajo como consecuencia la pérdida de propiedades mecánicas del material por debajo del óxido protector y el material base se vio sometido a deformaciones plásticas durante la perforación. Estas deformaciones se manifiestan en un aumento del radio esférico de la punta del mandril sin aumento del desgaste absoluto durante las primeras cinco perforaciones.

Análisis de impactos en las zonas objetivo de los datos de perforaciones de los mandriles de aleación PIW.

Se realizó la valoración de comportamiento de los mandriles según los criterios establecidos a través de las zonas objetivo en los mapas de las variables elegidas como indicadores utilizando los datos de todas las secuencias de perforación con mandriles de la misma aleación base, PIW, expuestos en la tabla [6.32](#).

El orden de mejor a peor comportamiento de los mandriles estudiados se muestra en la tabla [6.32](#).

El conjunto de impactos de los datos de las secuencias del mandril C, de aleación PIW20, muestra que el comportamiento del mismo sólo permaneció dentro la sub zona objetivo 1 durante una perforación, ya que los datos de la siguiente impactaron contra el lado izquierdo de la red.

Como se mencionó anteriormente, los datos de la secuencia del mandril C

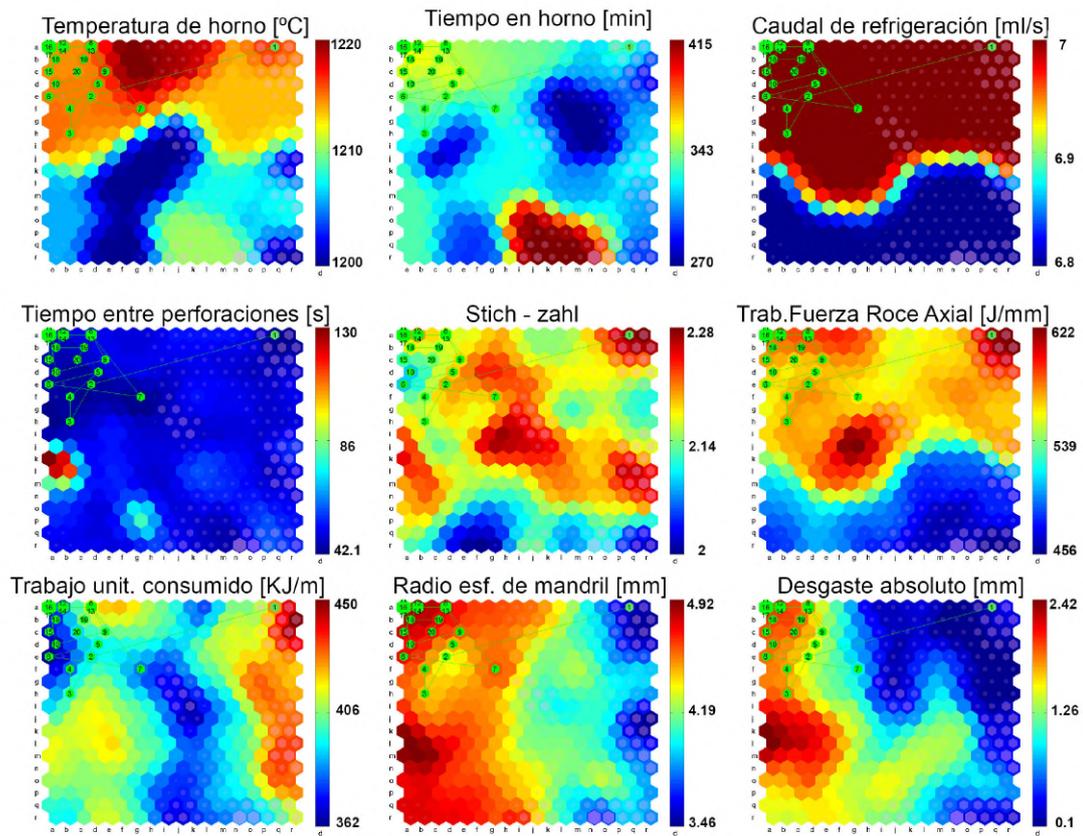


Figura 6.33: Impactos del mandril C, de aleación PIW20, en los mapas de variables de entrada, parámetros del proceso, de salida, indicadores de desgaste y stich-zahl.

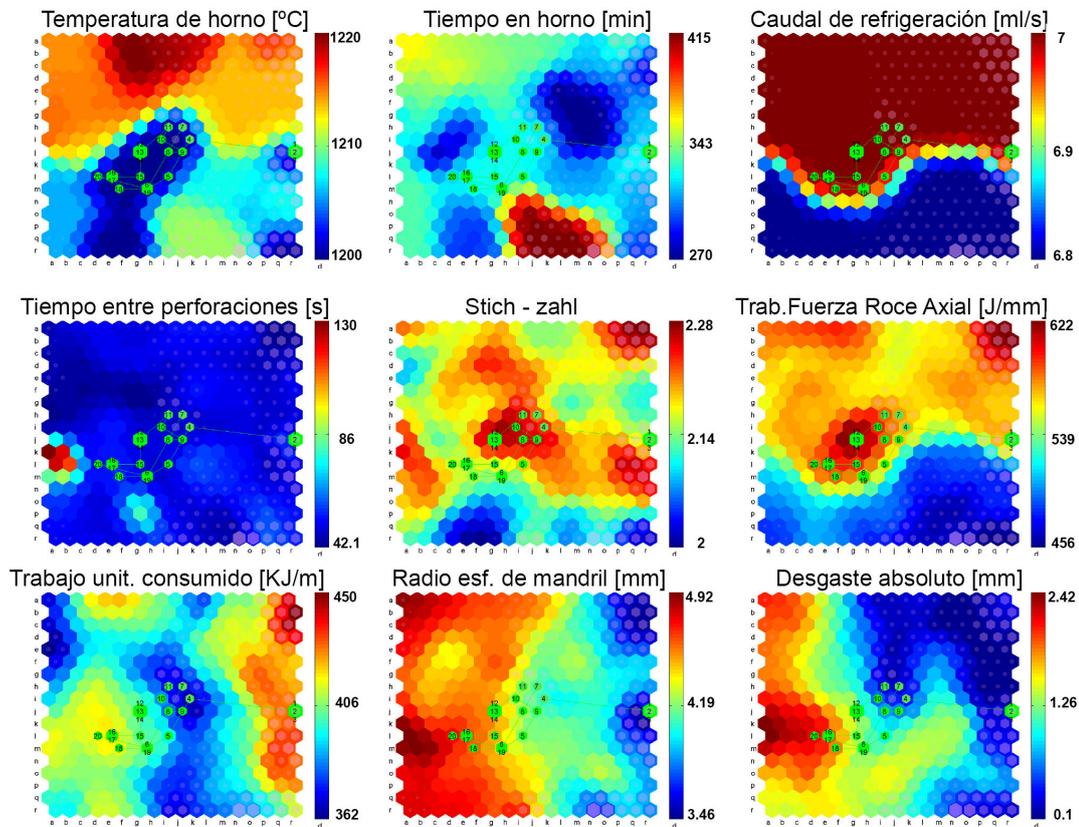


Figura 6.34: Impactos del mandril D, de aleación PIW20, en los mapas de variables de entrada, parámetros del proceso, de salida, indicadores de desgaste y stich-zahl.

impactaron al inicio en la sub zona objetivo 1, caracterizada por valores bajos de radio esférico y desgaste absoluto pero con elevados valores de trabajo unitario consumido y trabajo de la componente axial de la fuerza de roce.

Se podría determinar que esta aleación, que contiene algo de tungsteno, es más resistente a altas temperaturas que la aleación convencional MTC, que carece de dicho aleante. No obstante, el aporte térmico excede la capacidad del material de resistir deformaciones plásticas en la zona subyacente al óxido. La temperatura del tocho para esta secuencia fue de 1217°C .

El elevado valor de la variable stich-zahl, 2,28, podría ser indicador de excesiva laminación oblicua previa al encuentro del material con el mandril, esto podría provocar a su vez un aumento de la temperatura local en el centro de la sección del tocho y agravar el efecto de la elevada temperatura de calentamiento.

Observando los valores de las variables de entrada en los lugares en donde impactaron los datos de perforaciones de la secuencia correspondiente al

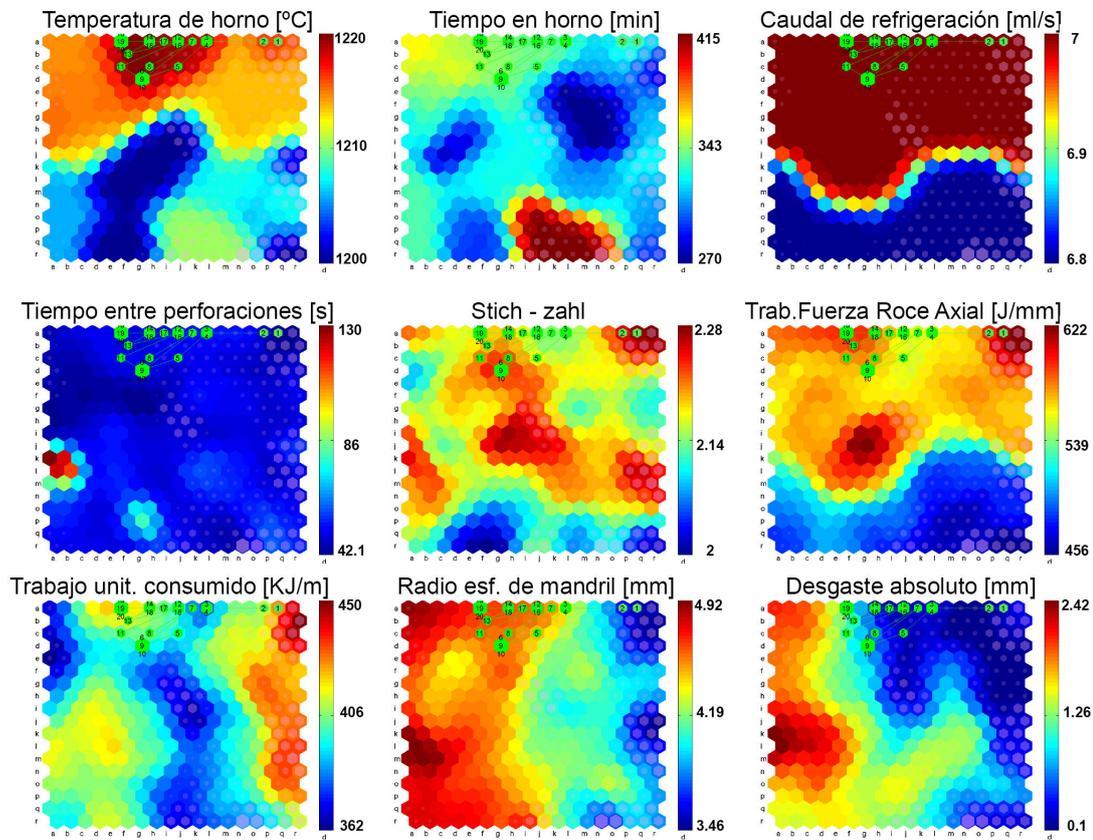


Figura 6.35: Impactos del mandril E, de aleación PIW30, en los mapas de variables de entrada, parámetros del proceso, de salida, indicadores de desgaste y stich-zahl.

mandril D, de aleación PIW20, se puede determinar que este comportamiento está dentro de la zona objetivo. Según lo observado anteriormente, el caudal de refrigeración, cuyo valor es de 7ml/s , determina el alto valor de la variable trabajo de la componente axial de la fuerza de roce, que muestra valores altos a máximos para el rango registrado.

Se advierte que valor de temperatura, menor a la de la secuencia del mandril C, aún con elevado stich-zahl, produce un menor desgaste absoluto y menor trabajo unitario consumido.

Comparando los impactos de los datos de los mandriles C y D, se puede afirmar que la temperatura es la variable determinante de la vida útil de los mandriles, ya que las demás variables de entrada muestran valores muy similares. La diferencia de 20°C en esta variable define que el mandril C tenga una vida útil de prácticamente una perforación contra cerca de 4 o 5 perforaciones sin desgaste excesivo del mandril D.

Los impactos de la secuencia de perforaciones del mandril E muestra que su comportamiento comenzó en la sub zona óptima 1 y fue paulatinamente alejándose de ella en pocas perforaciones. Este hecho puede estar asociado a la alta temperatura de calentamiento, 1220°C.

Comparando los valores de las variables de entrada para esta secuencia, se advierte que aunque el caudal de refrigeración es alto, el tiempo de calentamiento es promedio y el tiempo entre perforaciones es bajo (condiciones determinantes de zona óptima según lo expuesto anteriormente) este mandril se encuentra en una condición más desfavorable que el mandril C al ser su temperatura mayor.

Se puede comparar el comportamiento entre ambos tratamiento superficiales de los mandriles en estas condiciones.

Teniendo en cuenta el porcentaje de cromo registrado en el óxido original de 1,81 % en el mandril E y el porcentaje registrado en el mandril C, 1,07 %, se puede determinar que el porcentaje de este elemento en el óxido determina el comportamiento de la aleación.

Se asocia este hecho, además, al mayor incremento, en porcentaje, de la capa de óxido sobre la punta del mandril para mandriles de aleación PIW para menores porcentajes de cromo en la capa de óxido original.

Se podría afirmar que la resistencia al desgaste para mandriles de aleación PIW es proporcional al porcentaje de cromo en la porción de óxido próximo a la matriz metálica de los mandriles. Esto sería causado por el aumento local de la resistencia mecánica a altas temperaturas por la posible existencia de mayor proporción de carburos de tungsteno en solución en dicha zona que en la matriz del material.

Del análisis de los impactos de los datos de perforaciones realizadas con el mandril F, de aleación PIW30, se evidencia que su comportamiento comenzó impactando en la sub zona 6, y su desgaste fue uniforme. El comportamiento de este mandril fue el más cercano al ideal dentro del grupo estudiado.

Analizando las variables de entrada según lo expuesto anteriormente, se encuentra que la temperatura de horno es de valores promedio, 1209°C, el tiempo de permanencia en el horno, sin embargo es máximo y surge la diferencia con las secuencias anteriores en que el caudal de agua de refrigeración es mínimo.

No se puede establecer una comparación directa con el mandril E, de igual composición y tratamiento superficial PIW30 ya que existen al menos dos variables de valores diferentes.

De todas maneras es necesario destacar, teniendo en cuenta que para esta secuencia el diámetro efectivo de los tochos disminuyó con el excesivo tiempo de calentamiento y esto traería como consecuencia el aumento del trabajo del mandril para producir la perforación, no obstante es muy bueno su comportamiento.

Se podría conjeturar que la temperatura promedio de esta secuencia com-

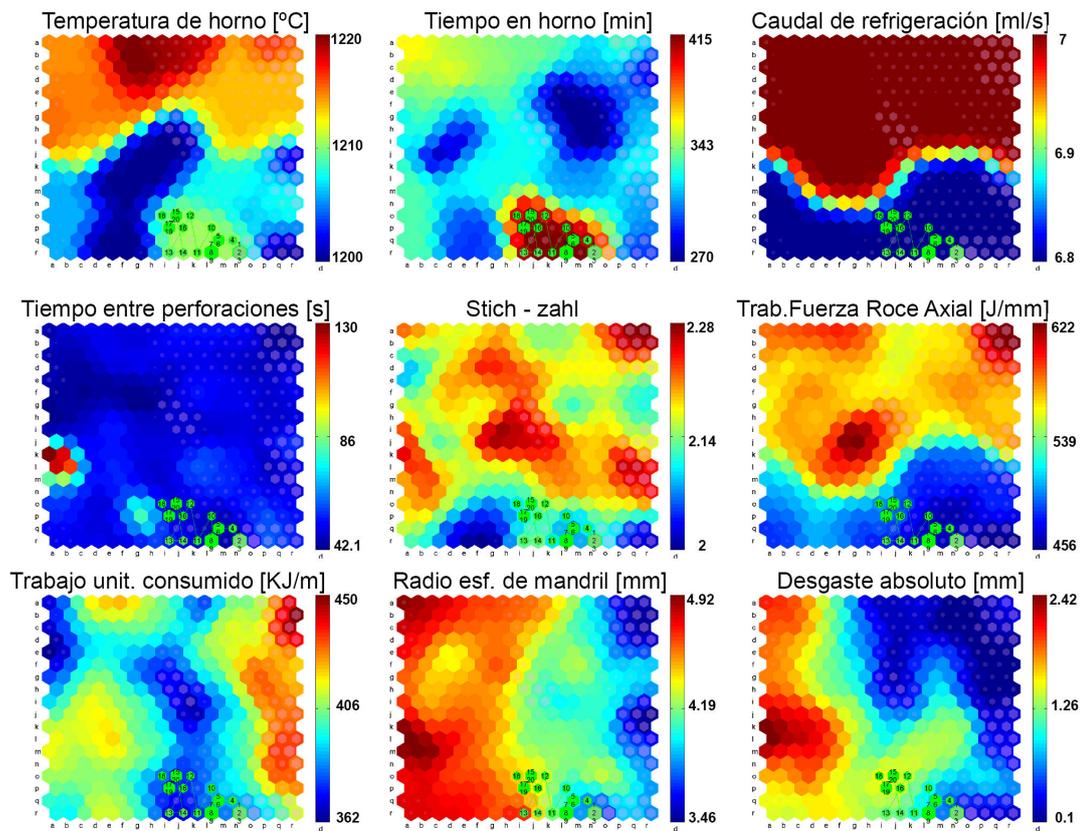


Figura 6.36: Impactos del mandril F, de aleación PIW30, en los mapas de variables de entrada, parámetros del proceso, de salida, indicadores de desgaste y stich-zahl.

pensa el elevado tiempo de calentamiento y sobre todo, teniendo en cuenta las secuencias anteriores, la efectividad del tratamiento superficial es sin duda mejor que los de los mandriles anteriores.

Relacionando este último párrafo con lo expuesto en el capítulo 4, figura 4.9, se explicaría el mejor comportamiento a través del porcentaje de cromo del óxido superficial.

A su vez, este óxido superficial presenta un aumento de dureza coincidente dentro de la zona del óxido rica en aleantes próxima a la matriz de los mandriles de aleación PIW, según lo registrado mediante ensayos de nanoindentación realizados por el método EDS (capítulo 4, sección 4.4) y del análisis a través de las fronteras del óxido en mandriles (capítulo 4, sección 4.5).

Se determinó la importancia de la variable temperatura de horno en la vida útil de la herramienta, que por encima de 1210°C se ve muy limitada. Sin embargo, aún no se puede concluir definitivamente acerca de la suposición expresada en el capítulo 1, en la que se propuso que existe un equilibrio metaestable en la condición de los mandriles, el cual si es perturbado desencadena el aumento de la velocidad de desgaste.

Resumen del análisis de resultados.

Se analizaron los datos de veintinueve secuencias de perforaciones inicialmente en un solo grupo del cual luego se extrajeron dos grupos de datos acuerdo con las secuencias de perforación de mandriles de las dos aleaciones de las que se obtuvieron muestras.

Se generaron así tres grupos de mapas de variables luego de entrenar una red neuronal auto organizada.

Se utilizaron primero los datos de la totalidad de las secuencias de perforaciones, y luego se emplearon para el entrenamiento solamente los datos de las aleaciones MTC y PIW para cada análisis en particular.

Se establecieron relaciones entre las variables para los tres conjuntos de mapas de variables. Varias de estas relaciones corroboraron lo observado en el análisis mediante coeficientes de correlación lineal previo a la aplicación del método de inteligencia artificial.

Para el análisis por aleación de mandril se definieron cuatro variables indicadoras de desgaste, así como también cuatro variables correspondientes a parámetros del proceso.

Mediante las variables indicadoras de desgaste, se definió una zona óptima para cada conjunto de datos, dada por la superposición de los valores mínimos a lo largo de la red neuronal. Esta zona óptima fue diferente para cada entrenamiento de la red según la aleación.

Se estudió el conjunto de valores observados en las variables de entrada que coincidieron en ubicación en la red con la zona óptima a fin de determinar cuáles valores de dichas variables tienen como consecuencia el buen

comportamiento del mandril.

Se determinó que los siguientes valores determinan, en general, la zona objetivo:

- valores de tiempo de calentamiento de alrededor de $340 \pm 20min$,
- valores de temperatura de horno de $1206 \pm 5^\circ C$, y
- valores de tiempo entre perforaciones de $50 \pm 5s$
- valores de caudal de agua de refrigeración de $7 \pm 0,5ml/s$

También se determinó que la variable caudal de agua de refrigeración es muy determinante de la variable trabajo de la componente axial de la fuerza de roce (también llamada trabajo de la fuerza de roce axial).

De la relación entre el análisis mediante mapas de Kohonen y lo observado mediante técnicas de EDS y metalografías, se podría concluir que el mejor comportamiento de los mandriles de aleación PIW30 y PIW20 por sobre los mandriles de aleación MTC se basa en las características de la capa de óxidos de dichas aleaciones. En el caso de los mandriles de aleación MTC se observó un aumento local de la dureza y del módulo reducido en una zona aproximadamente a $50\mu m$ dentro de la frontera óxido-matriz, mientras que en el caso de los mandriles de aleación PIW30 este aumento se detectó a $50\mu m$ fuera de la frontera óxido-matriz. Si se mantienen estas características hasta altas temperaturas, se puede suponer que en el caso de los mandriles de aleación PIW30 existe una zona de mayor resistencia mecánica en el óxido, que además tiene características de aislante térmico, por lo cual se establecería una barrera térmica y mecánica que evitaría la pérdida de propiedades mecánicas del interior del material. En el caso de los mandriles de aleación MTC, esta zona de mayor dureza que se halla debajo de la frontera óxido-matriz, si consituyera una zona de mayor resistencia mecánica, tendría la misma conductividad térmica que la matriz por encima de ella y se podría producir deformación plástica de la matriz. Esto se observa en la figura [4.4](#), en la cual se muestra el mandril B, de aleación MTC.

Se relacionó el comportamiento al desgaste con la proporción de cromo en el óxido de la zona próxima a la matriz metálica encontrándose estas magnitudes directamente proporcionales. Asimismo, se encontró, en los mandriles de aleación PIW, un incremento en el factor de aumento de óxido sobre la punta del mandril inversamente proporcional al porcentaje de cromo en la capa de óxido mencionada. Este menor porcentaje de aumento de óxido en los mandriles de aleación PIW puede deberse a la existencia de la zona de mayor dureza y módulo reducido en el óxido a $50\mu m$ por fuera de la matriz.

Se relacionó el comportamiento al desgaste con la proporción de cromo en el óxido de la zona próxima a la matriz metálica encontrándose estas magnitudes directamente proporcionales. Asimismo, se encontró, en los mandriles

de aleación PIW, un incremento en el factor de aumento de óxido sobre la punta del mandril inversamente proporcional al porcentaje de cromo en la capa de óxido mencionada. Finalmente, se implementó, mediante los mapas de Kohonen, un método de análisis y para la rápida visualización de relaciones complejas entre variables de un sistema de cuyas ecuaciones no se dispone a priori. Esta herramienta versátil puede ser aplicada con éxito a multitud de análisis similares, e incluso al análisis a plena escala.

Capítulo 7

Resumen de actividades, ecuación de desgaste propuesta y conclusiones finales

7.1. Actividades realizadas.

- Se diseñó y construyó un primer prototipo de perforador a escala de laboratorio a fin de estudiar el desgaste de mandriles a escala.
- Se realizaron veintinueve secuencias de perforaciones utilizando sendos mandriles provistos por CINI empleando el primer prototipo diseñado y fabricado en INTEMA, adquiriéndose datos para post-procesamiento.
- Se realizó un análisis preliminar mediante correlaciones lineales entre dieciséis variables identificadas.
- Se modificó el diseño original y se construyó un segundo perforador a escala de laboratorio a pedido de TenarisCINI S.A. a través de un contrato de prestación de servicios. Dicho prototipo se encuentra en funcionamiento en las instalaciones de la mencionada empresa.
- Se efectuó el análisis destructivo de cinco mandriles ensayados en series de perforación a escala (uno de la aleación MTC, dos de la aleación con tratamiento PIW20 y dos de la PIW30) más uno de aleación MTC sin utilizar. Estos mandriles fueron seccionados y acondicionados según la técnica creada a tal efecto y a fin de comparar sus microestructuras.
- Se escribieron más de 15000 líneas de código original desarrollado en entorno Matlab ®, escrito especialmente para el análisis de los datos, postprocesamiento y generación de gráficos.

- Se intentó adaptar al estudio del desgaste de mandriles un parámetro de desgaste ($K_{Abrasi3n}$) ampliamente utilizado en el campo de la tribología.
- Se realizó la implementación de un método de Inteligencia Artificial, los Mapas Auto-Organizados de Kohonen, para el análisis de las variables que intervienen en el proceso de perforación a escala de laboratorio. Se determinaron cuatro variables equivalentes a parámetros tecnológicos iniciales del proceso como “variables de entrada”. Se contempló asimismo a la variable stich-zahl para el análisis. Mediante este método se determinaron, en la red neuronal, “zonas objetivo”, que cuantifican el comportamiento de los mandriles según un criterio adaptable por el investigador. Este criterio establece, en este caso, cuatro variables indicadoras del desgaste, siendo la superposición de sus zonas de valores mínimos la zona óptima.

7.2. Ecuación de desgaste propuesta.

Conforme a los resultados del estudio realizado, se propone una función prototipo f_D de predicción de desgaste, a través de los indicadores D_{Abs} y rad_m , en base a funciones de los parámetros estudiados. La ecuación propuesta da cuenta de la proporcionalidad de las funciones que la componen en el desgaste total.

$$f_D(D_{Abs}, rad_m) \propto \frac{f_1(t_{ep}, T_H) \cdot f_2(t_H, q_{H_2O})}{f_3(\phi)} \cdot f_4\left(\frac{Kt_{\acute{O}x}}{\%Cr_{\acute{O}x}, H_{\acute{O}x}, \vec{x}_{maxH}, \delta_{\acute{O}x}}\right) \quad (7.1)$$

donde:

D_{Abs} es el desgaste absoluto del mandril [mm].

rad_m es el radio de la punta de mandril [mm].

f_1 es una función dependiente del tiempo entre perforaciones y la temperatura del horno.

f_2 es una función que tiene representa el trabajo de la componente axial de la fuerza de roce y es función del tiempo de permanencia en el horno y el caudal de agua de refrigeración.

f_3 es una función que depende del diámetro del tocho.

f_4 es una función proporcional al coeficiente de transferencia de calor a través del óxido e inversamente proporcional a parámetros que describen al óxido superficial de los mandriles.

t_{ep} es el tiempo entre perforaciones [s].

ϕ es el diámetro de tocho [mm].

T_H es la temperatura del horno [°K].

t_H es el tiempo de permanencia de los tochos en el horno [s].

q_{H_2O} es el caudal de agua de refrigeración [ml/s].

$Kt_{\dot{O}_x}$ es el coeficiente de transferencia de calor a través del óxido del mandril.

$\%Cr_{\dot{O}_x}$ es el porcentaje de Cromo de la capa de óxido del mandril.

$\%H_{\dot{O}_x}$ es la dureza de la capa de óxido [HRC].

\vec{x}_{maxH} es una función vectorial de la posición de los máximos de dureza en la superficie del mandril. Da cuenta de la variación de los valores de dureza y de su distribución en la geometría de la herramienta.

$\delta_{\dot{O}_x}$ es el espesor de óxido del mandril [μm].

Esta ecuación es el punto de partida de futuros trabajos para determinar cuantitativamente sus ecuaciones y coeficientes.

7.3. Conclusiones finales.

De la adaptación del parámetro de desgaste se concluyó lo siguiente:

Se encontró que el mismo es muy dependiente de los valores locales del coeficiente de fricción utilizado, y éste es a su vez altamente dependiente de la temperatura local, que a su vez ésta es interdependiente con las velocidades de deformación. Este hecho determinó la necesidad de un análisis multivariable.

1. Del análisis metalográfico se concluyó lo siguiente:

- Se determinó la microestructura de cada zona del mandril como martensita revenida, en cercanías del extremo más solicitado, así como martensita lejos de la punta de los mismos.
- Se detectó gran cantidad de deformación en caliente con desplazamiento de material.
- Se observó gran cantidad de óxido de hierro proveniente del tocho adherido al óxido original de los mandriles.
- Se determinó la existencia de una zona bifásica en el óxido original de los mandriles a través del análisis mediante EDS (Espectroscopía de Dispersión de Energía) de cinco mandriles utilizados en secuencias de ensayos de desgaste en perforación y un mandril sin uso, del cual se obtuvieron curvas de proporciones de elementos a través de sus óxidos superficiales y la concentración de elementos. Esto se determinó además por microscopía óptica. Se concluye que existe, en la región del óxido próxima a la matriz metálica de los mandriles de ambas aleaciones, una zona rica en cromo que coincide con la zona bifásica observada por microscopía.
- De los ensayos de nanoindentación realizados sobre muestras en corte de un mandril de aleación PIW20 y de otro de aleación

PIW30 se obtuvieron curvas de dureza y módulo reducido a través de la frontera del óxido superficial. Estos ensayos dieron por resultado que existe un aumento de cerca del 100 % en la dureza en la zona a $50\mu m$ por fuera de la frontera óxido-matriz, coincidente con la región rica en cromo detectada mediante EDS en la aleación PIW30. En la aleación MTC el aumento de la dureza se encuentra en una zona a $50\mu m$ por debajo de la frontera óxido-matriz. Esta zona del óxido original en las aleaciones PIW30, podría ser la razón del mejor comportamiento de las mismas en comparación con las aleaciones MTC.

2. Del análisis de las correlaciones lineales entre dieciséis variables del proceso a escala se determinó la existencia de una relación compleja entre las variables que describen lo que ocurre con el mandril a lo largo de las secuencias de perforación.

Además se observaron las siguientes relaciones:

- Para todos los mandriles, se observó un comportamiento directamente proporcional entre la variable radio esférico de punta de mandril y la variable primera pendiente de esfuerzo axial, así como también con la variable cambio de pendiente de fuerza axial e inversamente proporcional a la variable segunda pendiente de esfuerzo axial. Esto se debe al incremento del esfuerzo axial al inicio de la perforación cuando se incrementa el radio esférico de punta de mandril.
 - Para los mandriles de aleación MTC, se observó un comportamiento directamente proporcional entre las variables temperatura de horno y tiempo de calentamiento, lo que significaría que tienen igual carácter en la determinación del comportamiento de otras variables.
 - Para los mandriles de aleación PIW, la variable trabajo de la componente axial de la fuerza de roce es directamente proporcional a la variable caudal de agua refrigeración
3. Los resultados del análisis a través de las zonas objetivo en mapas de Kohonen mostraron que:
 - La variable temperatura de horno tiene una importancia clave en la vida útil de los mandriles.
 - El buen comportamiento al desgaste se relaciona en proporción directa al porcentaje de cromo en la capa de óxido original en los mandriles de aleación PIW. En este sentido, el tratamiento

termoquímico superficial PIW30, de mayor porcentaje de cromo en el óxido original, mostró un mejor comportamiento al desgaste que el tratamiento PIW20.

- Los valores de las variables de entrada que determinan la zona objetivo son:
 - valores de tiempo de calentamiento de alrededor de $340 \pm 20min$,
 - valores de temperatura de horno de $1206 \pm 5^{\circ}C$, y
 - valores de tiempo entre perforaciones de $50 \pm 5s$
 - valores de caudal de agua de refrigeración de $7 \pm 0,5ml/s$

Finalmente, podemos concluir que este método de análisis, a través de Mapas Auto-organizados de Kohonen alimentado con datos provenientes de análisis microestructural, geométrico, etc., puede ser implementado sin inconvenientes para otras condiciones de ensayos no contempladas en este trabajo, como por ejemplo: sobre-accionamiento del mandril (posición de la punta del mandril en avance respecto del centro de la garganta), ángulo de alabeo de ejes de cilindros, diámetro de garganta, etc.

Se propuso un prototipo de función de predicción de desgaste, inicialmente en forma cualitativa, a partir de los resultados obtenidos mediante análisis con Mapas Auto-organizados de Kohonen (SOM).

Asimismo, utilizando las variables adecuadas para cada caso, podría ser implementable en el estudio del proceso a escala real, así como también en el estudio de otros componentes siderúrgicos, como rodillos de laminación, etc.

Capítulo 8

Acciones Futuras

El presente trabajo plantea la posibilidad de continuar líneas de investigación existentes y la apertura de líneas futuras.

Se proponen las siguientes actividades para una posible continuación de este trabajo.

- Determinación cuantitativa de la función desgaste propuesta.
- Experimentación modificando otras variables que fueron constantes durante este trabajo.
- Conclusión de la implementación de un sistema de modelado mediante el Método de los Elementos Finitos para la búsqueda de una función que modele el coeficiente de fricción entre mandril y tocho y su posterior corroboración con los datos experimentales existentes.
- Proponer modificaciones en el herramental, tanto en la microestructura del material de los mandriles como así también en el diseño de su perfil, en base a los resultados a obtener de estas tareas previstas, los datos acumulados y el conocimiento del proceso termomecánico y tribológico del proceso de perforación directa.
- Puesta a punto de un horno de laboratorio para altas temperaturas para el desarrollo de ensayos tipo Pin-on-Disc a temperaturas disímiles y aplicación a diversos componentes siderúrgicos.
- Implementación del método de Mapas de Kohonen en otros herramentales sometidos al desgaste a altas temperaturas.
- Traslado del método a otros problemas de desgaste a escala de laboratorios y, finalmente, a escala real.
- Otras acciones que, a pedido de las necesidades de la industria, se consideren pertinentes de implementar, dada la experiencia acumulada en esta tesis.

Parte II

Apéndices

Apéndice A

Descripción y diseño del primer prototipo de perforador Mannesmann a escala de laboratorio.

A.1. Descripción del prototipo.

El prototipo de perforador Mannesmann a escala de laboratorio realiza la perforación de tochos (barras de sección circular) de $38,2mm$ ($1in$) de diámetro a temperaturas de trabajado mecánico (cerca a $1200^{\circ}C$). Consta de dos cilindros laminadores de $250mm$ de diámetro y de forma abarrilada, cuya potencia es suministrada desde sendos motorreductores de $37,5rpm$ a través de uniones cardánicas. Estos cilindros, cuyos ejes están alabeados entre sí en un ángulo de 8° , ajustable, se encuentran separados dejando un espacio entre ellos, regulable mediante suplementos en las bases de los porta-rodamientos de los cilindros, denominado garganta. En este espacio se posiciona la punta perforadora o mandril, de unos $20mm$ de diámetro, aproximadamente, y es la pieza objeto de estudio de desgaste. Esta punta es sostenida por una lanza hueca por dentro de la cual circula agua de refrigeración, y que a su vez es centrada mediante un elemento que contiene las cámaras de circulación de agua de refrigeración y los rodamientos para mantener centrada la punta y evitar el cabeceo durante la perforación. Este sistema es accionado hacia delante y atrás mediante un cilindro hidráulico conectado a su unidad de fuerza hidráulica adosada al conjunto para posicionar la lanza antes de la perforación y retraerla después de la misma, dejando caer el perforado en una caja a tal efecto. El equipo consta además de un tablero eléctrico que utiliza contactores para la alimentación de los motorreductores y de la unidad de fuerza hidráulica con corte de circuito tipo 'golpe de puño'. El prototipo mide aproximadamente $3,3m$ de largo, $1,2m$ de ancho y $1,5m$ de alto y pesa

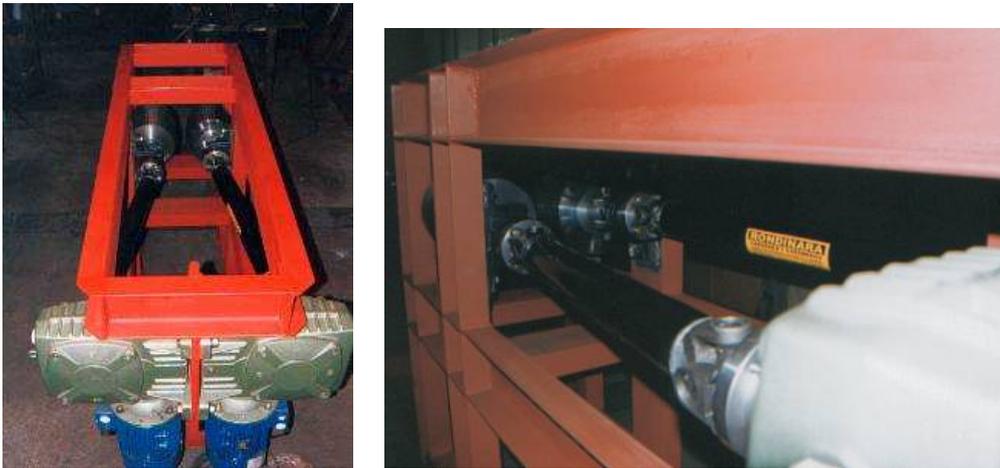


Figura A.1: Fotografías del primer prototipo de perforador Mannesmann con sus motorreductores originales.

cerca de $850\vec{K}g$. El sistema cuenta un horno eléctrico con un volumen de las siguientes dimensiones: 25x25x44 cm de profundidad, el cual se utiliza para el calentamiento de los tochos. Existe un módulo medición de consumo eléctrico de los motorreductores y de esfuerzos sobre el herramental, que cumple la función de registrar en una computadora datos instantáneos de consumo eléctrico a lo largo de los ensayos de perforación. El objetivo es relacionar estos datos de potencia eléctrica consumida y esfuerzos con las deformaciones provocadas en los tochos y con las diferentes geometrías y valores de desgaste de las puntas.

Los motorreductores originales, que se pueden apreciar en la figura [A.1](#), fueron reemplazados posteriormente por otros de mayor potencia, con algunas modificaciones en la estructura que los soporta, debido a la rotura de sus carcasas.

A.2. Diseño del primer prototipo de perforador Mannesmann a escala de laboratorio.

El primer prototipo se diseñó a partir de la premisa de perforar barras de dos pulgadas de diámetro. Los cálculos preliminares se realizaron en base a estas dimensiones de tocho.

Estimación de la potencia necesaria

Tomando como punto de partida el diámetro de las barras a perforar, es necesario calcular las dimensiones de los cilindros del perforador, así como la potencia necesaria para llevar a cabo el proceso. Las dimensiones del resto del prototipo se calcularán en base a éstas. Se modeló el trabajado plástico del metal por la punta de lanza mediante el software Lusas, de cálculo por elementos finitos, simulando la apertura del tocho en caliente mediante la aplicación gradual de la fuerza radial, buscando obtener valores de trabajo plástico. Debido a que la formulación existente del programa comercial no era la adecuada para muy grandes deformaciones, se debieron implementar factores de aplicación de desplazamientos impuestos muy pequeños, del orden de 10^{-4} . Luego de una semana de cálculo se interrumpió la ejecución del programa y se obtuvieron los valores de trabajo por deformación plástica para cada incremento de carga. Para hallar valores para los grados de deformación a obtener en laboratorio, se extrapolaron valores para el trabajo plástico al 100 % de la carga de dos maneras: cuadráticamente y linealmente. Luego, se estimó la potencia necesaria para efectuar esos trabajos a la velocidad de la máquina instalada. Se comparó el resultado con los resultados teóricos de deformaciones logarítmicas y se obtuvo un rango de potencias:

	Para 150rpm	Para 75rpm	Para 37,5rpm
Cálculo por $\varepsilon_1 \varepsilon_2 \varepsilon_3$	11,97 HP	5,985 HP	2,99 HP
Extrapolación 1	2,72 HP	1,36 HP	0,68 HP
Extrapolación 2	20,4 HP	10,2 HP	5,1 HP

Se decidió reducir la velocidad a la mitad, dadas las limitaciones de fondos para la compra de motorreductores, por lo que sólo se estimó la mitad del valor calculado de potencia. Se estimó un rango de potencia entre 1,4HP y 6HP.

El diámetro de las barras a perforar es de 2in (50,8mm).

Los datos conocidos son dimensiones de tochos y potencias de los perforadores instalados en la empresa Siderca S.A.

	Potencia en Cilindros	Diámetro del tocho	Área transversal
LACO 1	2600KW	170mm	22698mm ²
LACO 2	7600KW	254mm	50670mm ²

Estimación de potencia según datos conocidos de los laminadores continuos 1 y 2 del perforador a plena escala.

Si la potencia variara cuadráticamente en función del área transversal del tocho, se estima la potencia necesaria para perforar uno cuyo diámetro sea igual a 2 pulgadas.

$$P_{Lab} = a \cdot s^2 + bs + c \quad (A.1)$$

Con las siguientes condiciones de borde:

$$0 = a \cdot 0^2 + b \cdot 0 + c \quad (A.2)$$

$$2600KW = a \cdot 22698^2 + b \cdot 22698 + c \quad (A.3)$$

$$7600KW = a \cdot 50670^2 + b \cdot 50670 + c \quad (A.4)$$

Despejando, se obtiene:

$$a = 1,267 \cdot 10^6; b = 0,086; c = 0 \quad (A.5)$$

Reemplazando en la ecuación de potencia, para un área transversal de tocho igual a $2026,8mm^2$, resulta:

$$P_{Lab} = 1,267 \cdot (2026,8)^2 + 0,086(2026,8) \quad (A.6)$$

$$P_{Lab} = 179,5KW \quad (A.7)$$

Esta potencia es la estimación preliminar.

Determinación de las dimensiones de los cilindros.

Es necesario determinar las dimensiones de los cilindros laminadores, definidas por: diámetro máximo, ángulo de abarrilamiento de entrada y de salida, longitud de la zona cilíndrica central y longitudes de las zonas de entrada y de salida. Para determinar el diámetro de cilindros a utilizar, se tienen en cuenta las relaciones de diámetros entre cilindros y tocho en las instalaciones conocidas. Tomando el rango de valores dentro del cual varían las relaciones, se estima el diámetro de los cilindros, ya que se conoce el diámetro del tocho a utilizar en laboratorio.

La relación de aspecto media es igual a 5,24, valor que puede variar en un 30%. O sea que el diámetro externo máximo de los cilindros en laboratorio está entre los valores:

$$190mm \leq \phi_{Cil} \leq 342mm$$

Para $\phi_{TochoLab} = 50,8mm$ (2 in) corresponde entonces:

$$\phi_{Cil} = 266mm \quad (A.8)$$

Cálculo de las longitudes de contacto de entrada y salida

Se supone una variación del diámetro del tocho en la perforación aproximadamente igual al 12% de su diámetro. O sea:

$$\frac{\Delta\phi_{Tocho}}{\phi_{Tocho}} = 0,12 \quad (A.9)$$

Se conoce que el ángulo de alimentación β varía entre $2,5^\circ$ y $6,5^\circ$, por lo que tomamos $\beta = 4,5^\circ$.

Y se sabe que el ángulo de inclinación de los ejes de los cilindros es

$$2^\circ \leq \frac{\varphi}{2} \leq 6^\circ \quad (A.10)$$

Se toma $\varphi = 8^\circ$.

La longitud de contacto a la entrada se obtiene de:

$$L = f \cdot \frac{\Delta\phi_{TochoLab}}{2 \cdot \sin \beta \cdot \cos \frac{\varphi}{2}} \quad (A.11)$$

Siendo f un factor que toma valores entre 1.05 y 1.20, se elige $f = 1,125$ por lo cual la longitud de entrada es, según [A.10](#):

$$L_1 = 43,84mm \quad (A.12)$$

La longitud de salida, L_2 , se determina con la siguiente ecuación:

$$L_2 = \frac{0,1 \cdot \phi_{Max} + \Delta\phi_{TochoLab} \cdot L_1}{\Delta\phi_{TochoLab}} \quad (A.13)$$

Reemplazando por los valores obtenidos y adoptados, tenemos:

$$L_2 = 44,67mm \quad (A.14)$$

Se estima la longitud de la zona cilíndrica conociendo la del perforador del Laminador Continuo Nro. 2 de Siderca (LACO2).

Siendo $\phi_{CiLACO2} = 1150mm$ y $k_{LACO2} = 50mm$, la relación entre ellas es:

$$\frac{\phi_{CiLACO2}}{k_{LACO2}} = 23 \quad (A.15)$$

Entonces: $8,26mm \leq \phi_{CiLACO2} \leq 14,87mm$

Si el diámetro de los cilindros en laboratorio es $\phi_{CiLab} = 266mm$, entonces la zona cilíndrica tiene una longitud:

$$\frac{\Delta\phi}{L_1} = \sin \beta \rightarrow \phi_0 = \phi - L_1 \sin \beta \quad (A.16)$$

$$L_{Cr} = \frac{L_1 \cdot \Delta\phi_{Cr}}{\phi - \phi_0} = L_1 \frac{(\Delta\phi_{Cr}/\phi_{Cr}) \cdot \phi}{\sin \beta} \quad (\text{A.17})$$

Ahora podemos calcular la posición de avance de la punta perforadora respecto del comienzo de la zona cilíndrica de los cilindros.

$$C = (L_1 - L_{Cr} \cdot \cos \beta) \quad (\text{A.18})$$

Vemos que esta ecuación está acoplada con la anterior, siendo que la posición de la punta perforadora determina el diámetro de la garganta, diámetro crítico a partir del cual se inicia la perforación propiamente dicha. El valor C lo calcularemos mediante análisis de esfuerzos, colocando la punta perforadora allí en donde la tensión equivalente de Von Mises es igual a la de fluencia del material a su temperatura.

$$C = \left[L_1 - \frac{\Delta\phi_{Cr}}{\phi_{Cr}} \cdot \frac{\phi}{\sin \beta} \right] \cdot \beta \quad (\text{A.19})$$

Mediante un programa escrito en lenguaje Fortran, se estiman las potencias y fuerzas que actúan en cada cilindro.

A.3. Análisis geométrico y vectorial.

Perfiles de los cilindros.

Definimos funciones para representar los perfiles de los cilindros respecto de su eje, llamado Z , el cual tiene un ángulo de inclinación de $\varphi/2$ respecto del eje de laminación. Para el cilindro izquierdo las funciones que definen su perfil son:

$$\begin{aligned} X_{Izq}L1'(z') &= \tan(\beta_{Ci}) \cdot z' + \frac{1}{2}(\tan(\beta_{Ci}) \cdot k - dg_0) \\ X_{Izq}K'(z') &= -\frac{1}{2}dg_0 \\ X_{Izq}L1'(z') &= -\tan(\beta_{Ci}) \cdot z' + \frac{1}{2}(\tan(\beta_{Ci}) \cdot k - dg_0) \end{aligned} \quad (\text{A.20})$$

Y para el cilindro derecho son:

$$\begin{aligned} X_{Der}L1'(z') &= -\tan(\beta_{Ci}) \cdot z' + \frac{1}{2}(dg_0 - \tan(\beta_{Ci}) \cdot k) \\ X_{Der}K'(z') &= \frac{1}{2}dg_0 \\ X_{Der}L1'(z') &= \tan(\beta_{Ci}) \cdot z' + \frac{1}{2}(dg_0 - \tan(\beta_{Ci}) \cdot k) \end{aligned} \quad (\text{A.21})$$

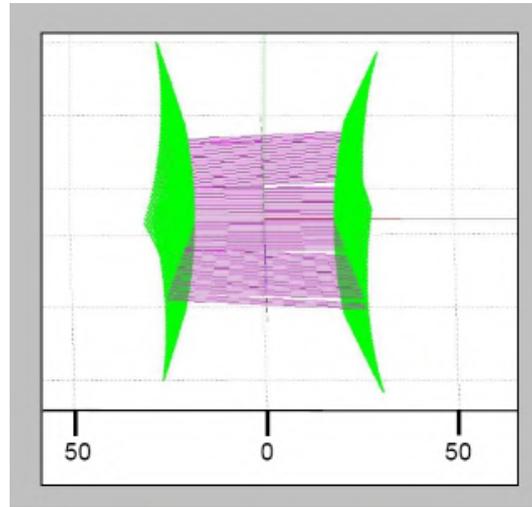


Figura A.2: Gráfico de cálculo de los diámetros del tocho en función de la geometría de los cilindros, el ángulo de alabeo de sus ejes y la distancia entre sus centros.

Dado que existe inclinación de los ejes de los cilindros, los puntos de contacto no se hallarán en el plano horizontal, sino que estarán situados en algún punto de la recta que une los ejes de los cilindros; pero además, el radio de los cilindros en los puntos que corresponden a los extremos de la recta no es igual al radio actual, por lo que se debe calcular este radio para poder obtener el diámetro del tocho en esos puntos.

Del análisis gráfico, en el cual dc_0 es el diámetro mínimo de garganta, se desprende que:

$$dc = 2 \cdot \sqrt{dc_0^2 + z^2 \cdot \tan^2(\varphi/2)} \quad (\text{A.22})$$

Además se puede establecer la relación entre α y φ :

$$\tan \varphi/2 = -h/z \quad (\text{A.23})$$

$$\tan \alpha = 2 \cdot h/dc_0 \quad (\text{A.24})$$

Despejando h en ambas ecuaciones e igualando, se obtiene la variación de α en función de φ :

$$\alpha = \arctan(-2 \cdot z/dc_0 \cdot \tan(\varphi/2)) \quad (\text{A.25})$$

Es necesario calcular el valor del radio en los puntos de contacto.

Se cuenta con las ecuaciones que representan las relaciones geométricas vistas:

$$rh(z) = -\tan(\pi - \varphi/2) \cdot z + (r + b) \quad (\text{A.26})$$

$$r_2(z) = -\tan \beta \cdot z + b \quad (\text{A.27})$$

Se conocen los valores r , β y φ , pero son incógnitas: a , b y h . Se despejan a y b para obtener h :

$$h = \frac{r \cdot \sqrt{\tan^2 \varphi/2 + 1}}{\tan(\pi - \varphi/2) - \tan \beta} \quad (\text{A.28})$$

La sección del cilindro hecha por un plano imaginario perpendicular al eje del tocho tiene la forma de una elipse, por lo tanto su ecuación es:

$$\frac{y^2}{h^2} + \frac{x^2}{r^2} = 1 \quad (\text{A.29})$$

Pero se debe expresar el punto de contacto (que será un punto de la elipse) a través del ángulo α , por lo que se debe realizar un cambio de variables, de cartesianas a polares:

$$x = \rho \cdot \cos(\alpha) \quad (\text{A.30})$$

$$y = \rho \cdot \sin(\alpha)$$

Reemplazando en la ecuación de la elipse, queda:

$$\rho^2 \cdot \left(\frac{\sin^2 \alpha}{h^2} + \frac{\cos^2 \alpha}{r^2} \right) = 1 \quad (\text{A.31})$$

Despejando ρ y reemplazando h por su valor antes calculado:

$$\rho = \frac{r}{\sqrt{\frac{\sin^2 \alpha [\tan(\pi - \varphi/2) - \tan \beta]^2}{\tan^2(\varphi/2) + 1} + \cos^2 \alpha}} \quad (\text{A.32})$$

Luego, los diámetros externos de las secciones serán:

$$\Phi_{Tocho}(z) = dg(z) - \rho \cdot (z) \quad (\text{A.33})$$

Las posiciones de estos puntos de contacto, respecto de la mitad del diámetro del tocho en el centro de la garganta (en su mínimo diámetro) son:

$$\begin{aligned} r_i &= \Phi_{Tocho} \cdot \cos(\alpha) \cdot \check{i} + \Phi_{Tocho} \cdot \sin(\alpha) \cdot \check{j} + z \cdot \check{k} \\ r_d &= -\Phi_{Tocho} \cdot \cos(\alpha) \cdot \check{i} - \Phi_{Tocho} \cdot \sin(\alpha) \cdot \check{j} + z \cdot \check{k} \end{aligned} \quad (\text{A.34})$$

Se calcularon las sumatorias de fuerzas en cada punto de contacto luego de calcular las potencias en cada sección de tocho durante la perforación. Debido a que la fuerza normal a la superficie no realiza trabajo directamente (es sólo una aproximación, ya que existe trabajo plástico debido a esta compresión) el trabajo es efectuado por la fuerza tangencial. Se estima que la fuerza radial varía proporcionalmente a la potencia total necesaria para producir la deformación, que es la suma en módulo de las potencias radial, circunferencial y longitudinal, datos con los cual contamos, por lo que, sabiendo que la fuerza de compresión en la punta del mandril de perforación debe ser tal que provoque fluencia en el centro del tocho, estimamos por regla de tres simple las demás fuerzas radiales:

$$Fr(z) = Potencia(z) \cdot \frac{Fr_{Punta}}{Potencia_{Punta}} \quad (A.35)$$

Utilizando las ecuaciones y consideraciones anteriores se desarrolló un software de estimación de las potencias utilizando el lenguaje de programación Fortran. Posteriormente, se lo modificó para el cálculo de los esfuerzos sobre los ejes de los cilindros. De la ejecución del programa se observó que la potencia necesaria para producir la perforación con el modelo a escala, conservando todas sus características constructivas, se elevaba a cerca de 150HP. Al no contar con fondos como para adquirir el equipamiento, se procedió a modificar el diseño, manteniendo constantes las características de los esfuerzos sobre la punta del mandril.

A.4. Cálculo de componentes mecánicos.

Cálculo del rodamiento de la lanza porta mandril de perforación

El rodamiento axial indicado para la lanza debe soportar una fuerza axial de 7100Kg a 785rpm (velocidad de giro del tocho), y se espera una vida útil de al menos 200 horas.

$$L_{10} = V_{Util} \cdot n \cdot = 9,42 \cdot 10^6 \text{revoluciones} \quad (A.36)$$

Esto da una relación entre la carga dinámica, C , que soporta el cojinete y la carga equivalente aplicada, P , igual a:

$$\frac{C}{P} = = L^{1/a} = 2,11; \quad (A.37)$$

$$\frac{C}{P} = L^{1/a} = 1,95; \quad (A.38)$$

donde $a = 3$ (Eq. A.37) cuando se utilizan rodamientos de bolas y $a = 10/3$ (Eq. A.38) cuando se utilizan rodamientos de rodillos cilíndricos. Esto da como resultado la carga dinámica que debería soportar el rodamiento según su tipo y las exigencias de la aplicación:

$$C_{Rod.Bolas} = 13914\vec{Kg} \quad (A.39)$$

$$C_{Rod.Rodillos} = 14981\vec{Kg} \quad (A.40)$$

Los rodamientos que se adecúan a los requerimientos se listan a continuación:

Denominación	d	D	H	C din [\vec{Kg}]	C_0 [\vec{Kg}]
SKF 51412	60	130	51	16600	36600
SKF 51317	85	150	49	15600	40500

Dado que los rodamientos de rodillos son adecuados para soportar cargas más elevadas que aquellas a las que se los someten, quedan sobredimensionados para la aplicación, por lo cual se escogen los rodamientos de bolas de simple efecto expuestos. Las variables decisivas son el costo y la disponibilidad.

Cálculo de los tubos de refrigeración interna del mandril y de la lanza porta mandril.

La lanza es fabricada a partir de un tubo en el cual se crea una rosca interna de paso grueso, tipo gas, en la cual va colocado el mandril. Este mandril es hueco, a fin de refrigerarlo internamente. En este diseño la lanza está compuesta por un tubo externo y uno interno. El agua de refrigeración de la punta circula hacia ella a través del tubo interno y retorna a través del espacio entre ambos. El cálculo de la lanza se realizó considerando que todo el esfuerzo axial es soportado por el tubo externo, el cual tiene un diámetro externo de aproximadamente $20mm$. Debe soportar la fuerza axial sin sufrir pandeo. La longitud del perforado está relacionada con la longitud del tocho a través de la conservación de la masa: siendo ambos volúmenes iguales, debe ser:

$$V_1 = L_1 \cdot \pi \cdot \frac{D_t^2}{4} \quad (A.41)$$

$$V_2 = L_2 \cdot \pi \cdot \frac{D_{ext}^2 - D_{int}^2}{4} \quad (A.42)$$



Figura A.3: Vista del tubo interno de refrigeración de la lanza porta mandriles (ha sido retirada para la foto)

Despejando L_2 , queda:

$$L_2 = L_1 \cdot \frac{D_t^2}{D_{ext}^2 - D_{int}^2} \quad (\text{A.43})$$

Tomando una longitud de tocho de 300mm se tiene que, para un diámetro de lanza de 1in y diámetro externo, de tocho y de perforado, de 2in ($50,8\text{mm}$) la longitud L_2 , del perforado, es de 400mm . Si se toma un margen de 50mm dentro del cual se considera la longitud del mandril, por lo que la longitud sin apoyos de la lanza es igual a 450mm , la fuerza axial crítica teórica para producir pandeo es de $5388\vec{K}g$, por lo que no existiría pandeo durante la perforación. El material de la lanza es el acero AISI 1045, templado y revenido, en la forma de tubo de diámetro 1in , calibre 12 BWG. En el caso de utilizar refrigeración, las medidas del tubo interno se determinan en base al cálculo de las áreas transversales resultantes. Si se utiliza un tubo de $5/8\text{in}$, calibre 14 BWG, las áreas transversales son aproximadamente iguales a 110mm^2 . El material del tubo de refrigeración interno es latón de grado comercial.

Diseño del mandril de perforación.

Este elemento, sobre el cual se realiza el estudio de desgaste, soporta distintas solicitaciones. Sufre esfuerzos mecánicos de compresión radiales y axiales estimados de alrededor de $2 \cdot 10^3\vec{K}g$, mientras que contra su superficie externa se desliza el metal a una temperatura cercana a los 1250°C . En el caso de utilizar un mandril hueco, su superficie interna está en contacto con agua de refrigeración. La aleación de la cual se crea el mandril debe soportar estructuralmente estas solicitaciones, de esta manera se podrán estudiar los mecanismos tribológicos que en su superficie tienen lugar. Los primeros mandriles fueron creados por trabajado mecánico a partir de redondos de la

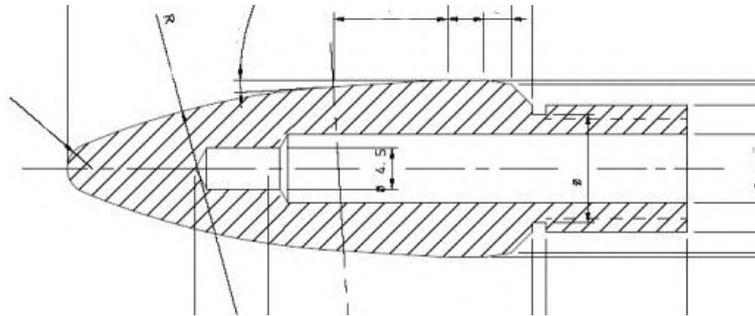


Figura A.4: Plano del perfil de los mandriles de perforación a escala de laboratorio.

aleación AISI D2. Se estudiaron las características geométricas del diseño, optimizando su perfil para obtener la perforación con menor pérdida de potencia. Las puntas utilizadas posteriormente se fabricaron mediante colada de una aleación especial idéntica a la utilizada en planta, y fueron aportadas por Titania S.A, proveedora del grupo Tenaris de herramental siderúrgico. Los mandriles poseen una rosca externa tipo gas, en el tubo que sobresale del cuerpo, para fijación a la lanza portamandril. Existe un tubo interno que está unido al husillo porta lanza mediante soldadura. La junta va sellada con PTFE en forma de película. De esta manera se asegura la estanqueidad de la junta. El diseño de los perfiles de los mandriles definitivos es propiedad intelectual de TenarisSiderca S.A., y fueron utilizados en virtud de la firma de un contrato de prestación de servicios de realización de ensayos de desgaste a escala de laboratorio.

Diseño del sistema de descarga.

El sistema de descarga de la lanza perforadora consiste en un cilindro hidráulico, en cuyo pistón está montado un conjunto de rodamientos axiales que soporta a la lanza y permite que ésta efectúe un movimiento de rotación libre. La fuerza de compresión axial que es ejercida sobre la lanza por el trabajo de perforación y laminación es transmitido por este conjunto a una placa tope retraíble al momento de extraer la lanza para la descarga del perforado. Existe otra placa tope, fija a la estructura principal, a través de la cual va y viene la lanza entre procesos, impidiendo que el perforado la acompañe en su retirada.

Cálculo de la estructura principal.

La función de la estructura principal es la de soportar los esfuerzos transmitidos por los vínculos de los elementos que intervienen en la perforación.

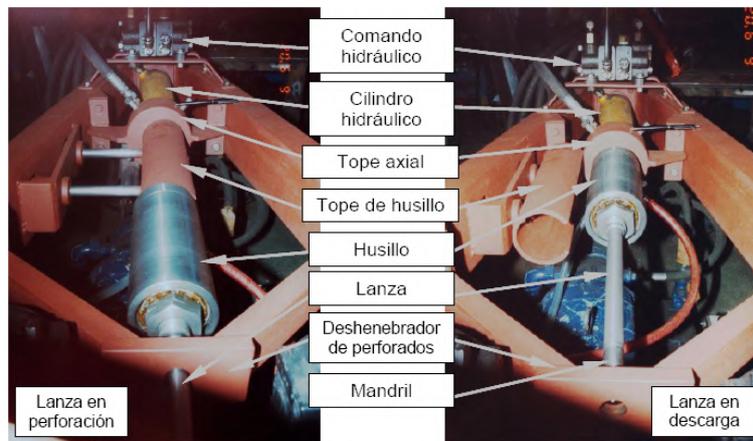


Figura A.5: Sistema de posicionamiento de mandril y lanza para descarga de perforados.

La estructura está formada por perfiles de acero unidos por soldadura. El cálculo de sus secciones ha sido asistido por computadora, mediante software de análisis por elementos finitos. El marco tridimensional ha sido modelado en el software Cosmos y simulada su respuesta. De esta manera se obtuvieron los desplazamientos de los elementos, así como las tensiones en cada punto de la estructura. Los factores restrictivos en este diseño son los desplazamientos, que deben estar acotados por debajo de la décima de milímetro, y los costos, que deben ser lo más bajos posibles. El marco estará solicitado por cuatro apoyos, siendo los de los extremos restricciones al movimiento en la dirección vertical (situados en la línea media) y los del medio, restricciones de todos los grados de libertad. Se realizaron dos simulaciones: en la primera se utilizó para toda la estructura perfiles de sección en L, mientras que para la segunda, se utilizó el mismo perfil excepto en los marcos verticales que soportan los ejes de los cilindros (normales al eje de perforación), en donde se simuló utilizando perfiles doble T de 50mm de alto y 40mm de ancho, con un espesor de alma de 5mm . Tal y como fue esperado, la estructura más rígida, la segunda, es la que mostró mejores resultados, ya que la separación de los ejes de los cilindros fue menor en este caso ($0,097\text{mm}$ contra $0,046\text{mm}$). No obstante, las diferencias entre ambas separaciones no fue mayor a $0,054\text{mm}$.

Se realizó una tercera simulación, utilizando perfiles tipo U para la estructura en vez de los utilizados anteriormente. Estos perfiles poseen mejores características geométricas en cuanto a la unión por soldadura para crear el marco. La simulación dio resultados satisfactorios, por lo cual se eligió este tipo de perfil para el armado de la estructura (Fig. [A.6](#) y [A.7](#)). Asimismo, se diseñaron refuerzos para ciertos sitios en la estructura donde ocurriría una concentración de tensiones.

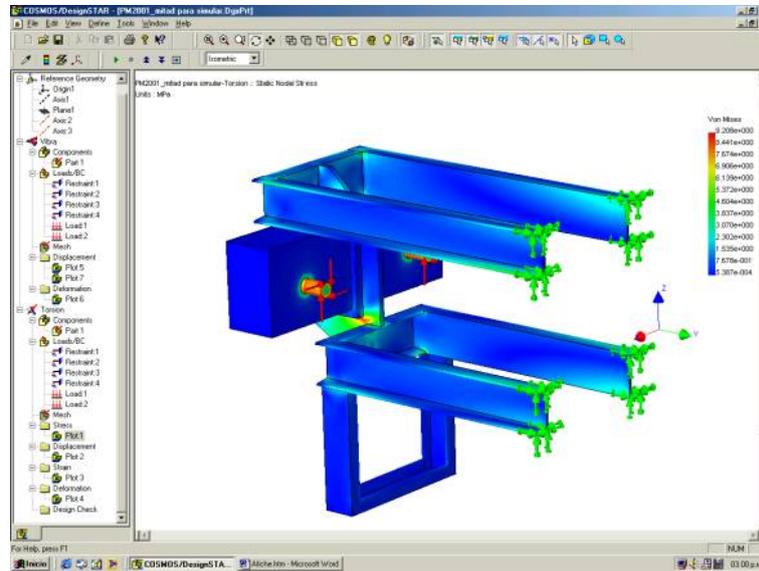


Figura A.6: Simulación computacional de los esfuerzos a los que está sometida la estructura.

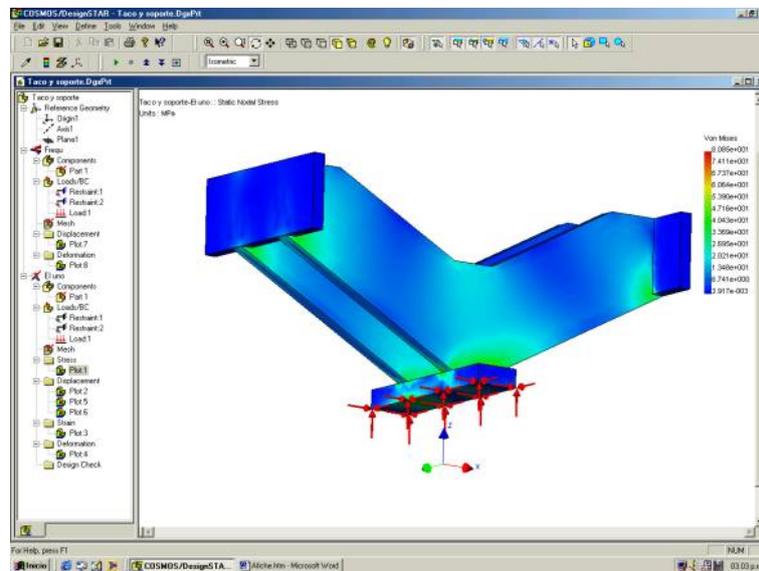


Figura A.7: Simulación computacional de los esfuerzos sobre el marco de fijación de soportes lineales.

Sistema Hidráulico

Para el manejo del tocho y del perforado, se utiliza un sistema hidráulico. La potencia consumida más importante es la del cilindro de descarga, siendo que debe extraer la lanza del interior del perforado al rojo, que se contrae a medida que se enfría, ajustándose a ella. Se utiliza una central de fuerza equipada con un motor de $7,5HP$ operando con una bomba de un caudal de $24l/min$ a $250\vec{K}g/cm^2$, que acciona dos cilindros hidráulico de doble efecto cuyas carreras máximas son de aproximadamente $360mm$. La fuerza entregada por estos cilindros es cercana a $7000\vec{K}g$, a una velocidad de $60mm/s$, lo cual cumple con los requerimientos. Se instaló un sistema de re-circulación de aceite hidráulico para controlar la velocidad de avance del émbolo de carga de manera que sea menor al avance axial del tocho en perforación. Esto previene el efecto de pandeo y deformado de la parte posterior del tocho por excesiva fuerza de alimentación, logrando que éste avance por efecto de los cilindros.

Apéndice B

Descripción y diseño del perforador Mannesmann a escala de laboratorio, segundo prototipo, funcionamiento y protocolo de ensayos

B.1. Perforador Mannesmann a escala de laboratorio.

Se realizó el diseño y la construcción de un perforador a escala de laboratorio para reproducir las condiciones tribológicas que se observan en perforadores a plena escala en funcionamiento en la industria. El presente prototipo se utiliza para evaluar desgaste por comparación entre desempeño de cada herramienta y consiste en una máquina que reproduce el mecanismo de fabricación existente en la industria. La comparación de desempeño se realiza a través del examen del desgaste de mandriles utilizados en series de ensayos de perforación. Además, la máquina permite variar las condiciones de perforación, a través de la modificación de la apertura de cilindros laminadores, ángulos relativos entre sus ejes, modificación de la posición de los soportes lineales, modificación de las condiciones de enfriamiento y posición axial del mandril. Estas variantes permiten dotar al equipo de características técnicas especiales que permiten evaluar el desgaste que se produce no solamente en el mandril de perforación sino también en los soportes lineales y en los cilindros laminadores.

El prototipo posee las siguientes ventajas:

1. La posibilidad de reproducir a escala de laboratorio los mismos mecanismos de desgaste que ocurren en la planta a plena escala.

2. Registrar y almacenar datos de consumo eléctrico de sus motores, esfuerzos sobre el herramental (fuerzas separadoras de cilindros laminadores, fuerza axial soportada por el mandril y fuerzas separadoras sobre soportes lineales) y temperatura interna del mandril de perforación para su posterior análisis.
3. La posibilidad novedosa de variar los ángulos de los ejes de los cilindros respecto del plano horizontal y respecto del plano vertical.
4. La ubicación de celdas de carga dentro de las colas de Milano para evitar la aplicación de cargas distintas de las axiales sobre la celda al tiempo que se registra su magnitud.
5. El registro de temperatura interna del mandril mediante la colocación de una termocupla interna al mismo.
6. El sistema de registro de esfuerzo axial sobre el mandril mediante la colocación de una celda de carga diseñada especialmente y colocada dentro del husillo.
7. Sistema de análisis de desgaste mediante el relevamiento de perfiles de mandriles mediante fotografía digital antes y después de cada perforación.

El objetivo del perforador a plena escala en las diferentes fábricas de tubos sin costura es producir perforados con un diámetro y espesor determinados y con unas tolerancias estrictas. En el prototipo de laboratorio se estudia la incidencia del desgaste en las dimensiones del perforado. En el perforador a escala industrial la secuencia de perforaciones no puede ser detenida para realizar ensayos y pruebas de desgaste. Esta es la primer ventaja de la construcción de un prototipo de laboratorio. En la planta, el desgaste de los mandriles, manifestado en la pérdida de volumen y sección tiene como consecuencia el aumento del espesor del material procesado, por lo cual es una práctica establecida el aumentar el sobreaccionamiento a medida que el desgaste de la herramienta avanza. Por otra parte, en el laboratorio se mantiene el sobreaccionamiento constante para determinar su incidencia en el desgaste. Al no ser necesaria la interrupción de la secuencia de trabajo en planta, se logra eliminar las pérdidas de recursos económicos por este motivo, mientras que se mantiene la independencia de las variables del proceso en el estudio del desgaste.

B.2. Descripción del prototipo.

En esta sección la numeración corresponde a las figuras [B.2](#) y [B.3](#). El prototipo está compuesto de una estructura (1) construida con perfiles U,

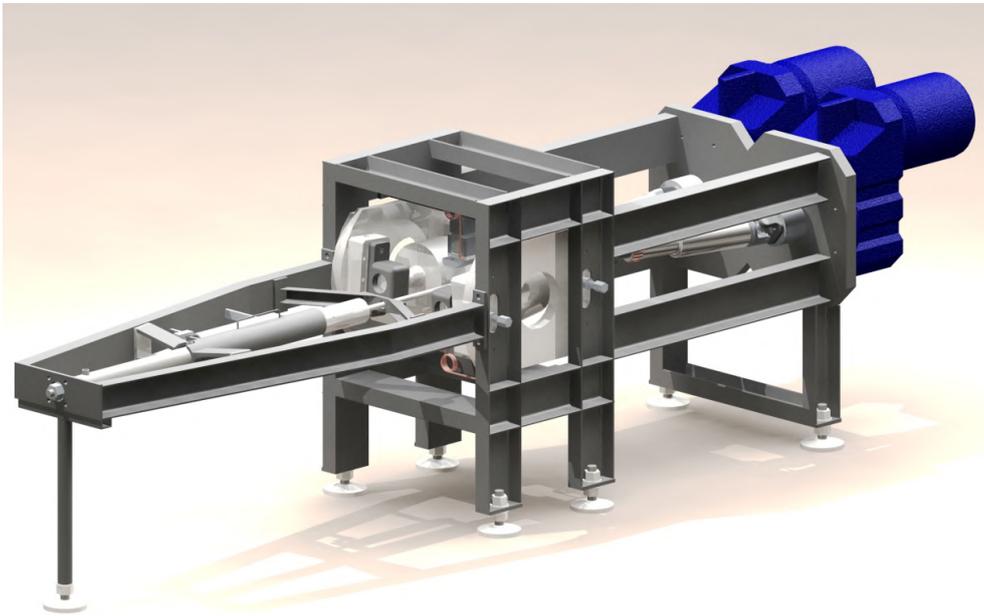


Figura B.1: Vista lateral del diseño en CAD 3D del segundo prototipo a escala de laboratorio.

sobre la cual se montan dos sistemas idénticos que están compuestos por: un motorreductor (2) que acciona una transmisión cardánica (3), la cual impulsa a través de un acople (4), un eje (5) sobre el cual está montado mediante chaveta (6) un cilindro bicónico (7), y cuyo movimiento de giro respecto de este eje es permitido por la existencia de rodamientos contenidos en sendos porta rodamientos (8) y (9). Cada uno de estos dos porta rodamientos está montado sobre la parte hembra (10) y (11) de colas de Milano, las cuales tienen sus partes macho (12) y (13) solidarias a una placa denominada móvil (14). Esta placa posee la capacidad de variar su ángulo respecto de otra placa denominada placa fija (15) en virtud de alojamientos maquinados en cada placa a tal fin. Estas placas fijas son solidarias al armazón o estructura mediante soldadura eléctrica. Estas placas poseen agujeros para el accionamiento de las colas de Milano a través de sendos tornillos de movimiento (16). Dentro de cada cola de Milano existe una celda de carga (17) que transmite el esfuerzo sobre el porta rodamiento hacia la placa móvil. Esta celda de carga se utiliza para el registro de esfuerzos sobre el herramental. La máquina de ensayos cuenta con medios de variar el ángulo de cada placa móvil respecto de cada placa fija mediante tornillos de movimiento (18). Asimismo cuenta con medios para variar la posición transversal de cada extremo de eje respecto del plano vertical central del equipo utilizando para ello los tornillos de movimiento (16) (19) (20) (21).

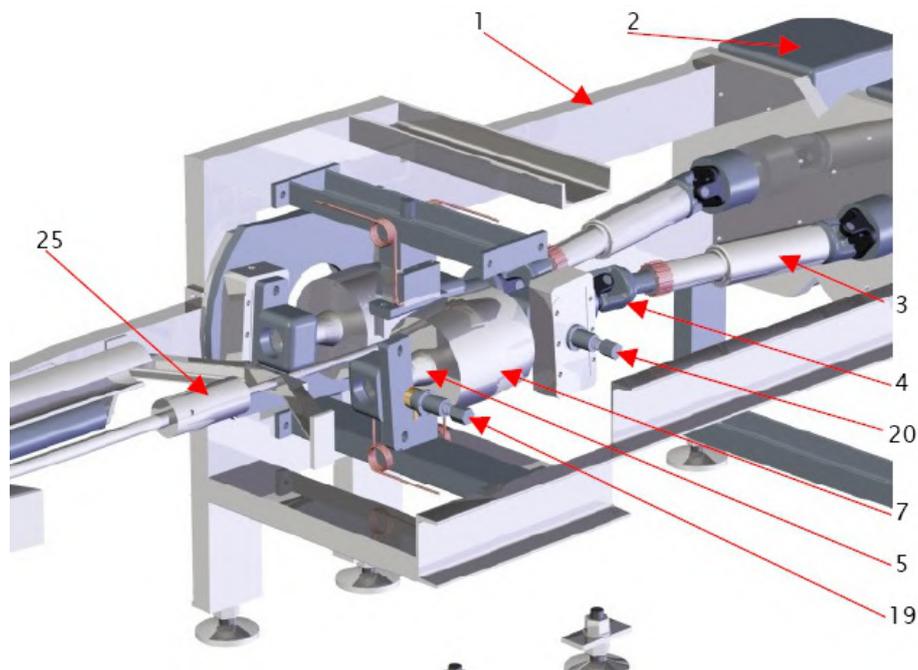


Figura B.2: Esquema en corte del diseño en CAD 3D del segundo prototipo a escala de laboratorio.

El prototipo consta de un sistema de posicionamiento de mandriles para evaluación de desgaste que está compuesto por: una unidad de fuerza hidráulica (22) que acciona un cilindro hidráulico (23) operado por su comando (24) en cuyo extremo está colocado un sistema de husillo (25) que posee colocado en su extremo una lanza hueca (26) por dentro de la cual se halla un tubo (27) para conducir agua de refrigeración interna del mandril (28) el cual se coloca en el extremo de la lanza. Dicho sistema de husillo cuenta con una pieza porta lanza (29) la cual gira libremente gracias a la acción de dos rodamientos cónicos (30) en disposición X. Presenta un sistema de refrigeración con cámaras de agua de entrada (31) y de salida (32) separados entre sí y de la zona seca por dos retenes (33) y (34). El ajuste del sistema se realiza mediante dos tuercas (35) que minimizan el huelgo axial de los rodamientos. Dentro de la zona seca existe una celda de carga (36) de compresión, de puente completo, diseñada especialmente para este equipo para registro de esfuerzos axiales sobre el mandril. Mediante el accionamiento del comando (37) del cilindro hidráulico (23) se desplaza axialmente el sistema husillo-lanza-mandril desde la posición de 'descanso' hasta la de 'trabajo' y viceversa. Cuando el cilindro hidráulico (23) se encuentra extendido se acciona el soporte axial (38) que transmite los esfuerzos axiales sobre el mandril a través del husillo directamente a la estructura en el punto (39). En la posición de trabajo, el soporte axial (38) descansa sobre el vástago

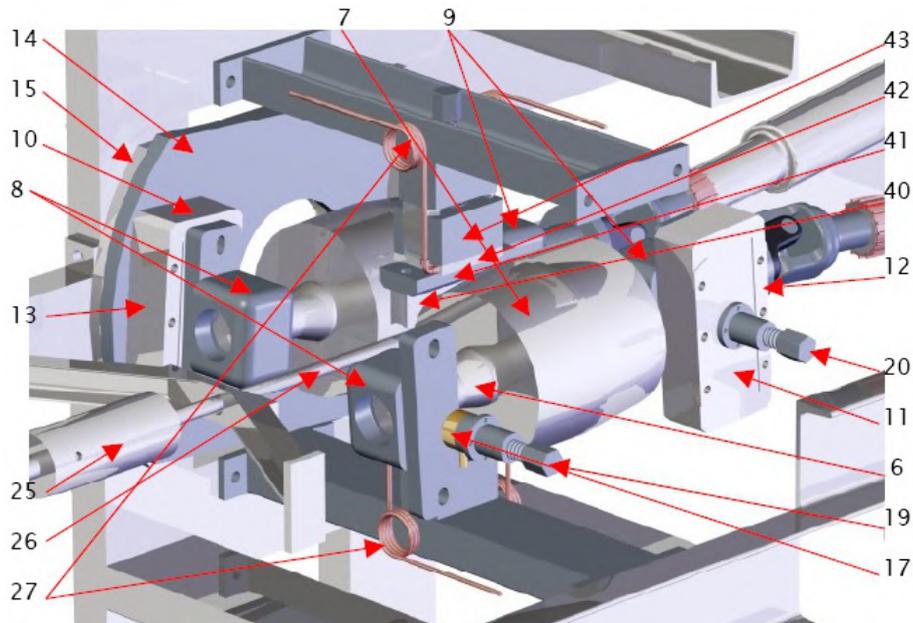


Figura B.3: Detalle del diseño mostrado en la figura [B.2](#) (1) armazón o estructura construida con perfiles U, (2) motorreductor, (3) transmisión cardánica, (4) acople, (5) eje de cilindro laminador, (6) chaveta de cilindro laminador, (7) cilindro bicónico laminador, (8) y (9) portarrodamientos, (10) y (11) partes hembra de colas de Milano, (12) y (13) partes macho de cola de Milano, (14) placa móvil, (15) placa fija, (16) tornillo de movimiento de cola de Milano, (17) celda de carga, (18) tornillo de movimiento de placa móvil, (19) (20) y (21) tornillos de movimiento, (22) unidad de fuerza hidráulica, (23) cilindro hidráulico, (24) comando hidráulico, (25) sistema de husillo, (26) lanza porta mandril, (27) tubo de agua de refrigeración, (28) mandril, (29) pieza porta lanza, (30) rodamiento cónico, (31) cámara de entrada de agua, (32) cámara de salida de agua, (33) y (34) retenes, (35) tuerca de ajuste de husillo, (36) celda de carga axial, (37) comando hidráulico de lanza, (38) soporte axial, (39) pieza de transmisión de esfuerzo axial a la estructura, (40) soportes lineales, (41) pieza de sujeción de soporte lineal, (42) disipador de calor, (43) cola de Milano del soporte lineal, (44) y (45) transductores de posición de colas de Milano, (46) cilindro hidráulico de carga (47) sistema de sujeción, con perno y chaveta, de cilindro hidráulico, (48) parte fija de émbolo de carga, (49) rodamiento axial de émbolo de carga, (50) parte giratoria de émbolo de carga, (51) comando hidráulico de carga, (52) cuna de carga.

del cilindro hidráulico (23) y el mandril se haya en la zona de trabajado mecánico. La máquina de ensayos cuenta con soportes lineales (40) que se sitúan por encima y por debajo de la zona de trabajo mecánico, cada uno de los cuales está fijo a una pieza (41) que a su vez es solidaria al dissipador de calor (42), el cual está fijado a la cola de Milano del lineal (43) dentro de la cual se halla una celda de carga idéntica a la de los porta rodamientos de los cilindros y con su mismo sistema de montaje. Las colas de Milano (43) de los soportes lineales (40) son solidarias a sendas vigas transversales las cuales se sujetan a la estructura principal (1) por medio de tornillos de fijación. Tanto las colas de Milano de los porta rodamientos como las de las colas de Milano de los soportes lineales poseen transductores de posición (44) (45) los cuales se utilizan para controlar manualmente la posición del herramienta. Asimismo, para la carga del tocho, cuenta con un cilindro hidráulico (46) fijo en su parte posterior a la estructura principal (1) mediante un perno con chaveta (47) y el cual tiene en el extremo de su vástago una pieza compuesta por una parte fija (48), un rodamiento axial (49) y una pieza móvil (50). Este sistema se utiliza accionado por la unidad de fuerza hidráulica (21) a través del comando (51) para desplazar el material a ser perforado, el cual se coloca manualmente en una pieza en forma de V denominada cuna (52), axialmente hacia el espacio entre los cilindros laminadores, o zona denominada 'garganta'. La variación de ángulo entre los ejes de los cilindros y el plano vertical se logra mediante el accionamiento de tornillos de movimiento que desplazan independientemente los porta-rodamientos que sostienen a cada eje mediante colas de Milano a las que se fijan. De esta manera, al girar los tornillos de movimiento y desplazar transversalmente cada una de estas colas de Milano, se logra la inclinación de cada eje respecto del plano vertical. La variación del ángulo de los ejes respecto del plano horizontal se logra girando las placas móviles que soportan las colas de Milano anteriormente mencionadas. Este movimiento se efectúa accionando el tornillo cuyo extremo está solidario al flanco de la placa móvil sobre la cual se encuentran fijas las colas de Milano anteriormente mencionadas. Al poseer topes axiales, el tornillo desplaza una tuerca solidaria la placa móvil, la cual le confiere el movimiento de giro respecto del asiento cilíndrico que la vincula la placa fija, que a su vez es solidaria a la estructura del equipo.

El posicionamiento axial del conjunto husillo-lanza-mandril se efectúa mediante un cilindro hidráulico de accionamiento manual. Asimismo consta de un tope de movimiento axial que se coloca para evitar el retroceso del mandril durante la perforación. El prototipo tiene montado un sistema de control asistido por el usuario para el ajuste de los parámetros geométricos de las colas de Milano que consiste en un sistema electrónico de posicionamiento mediante transductores de posición tipo LVDT y un módulo con display numérico. El mismo permite conocer la distancia al marco fijo de referencia de las colas de Milano de los portarrodamientos y de los soportes lineales. Es-

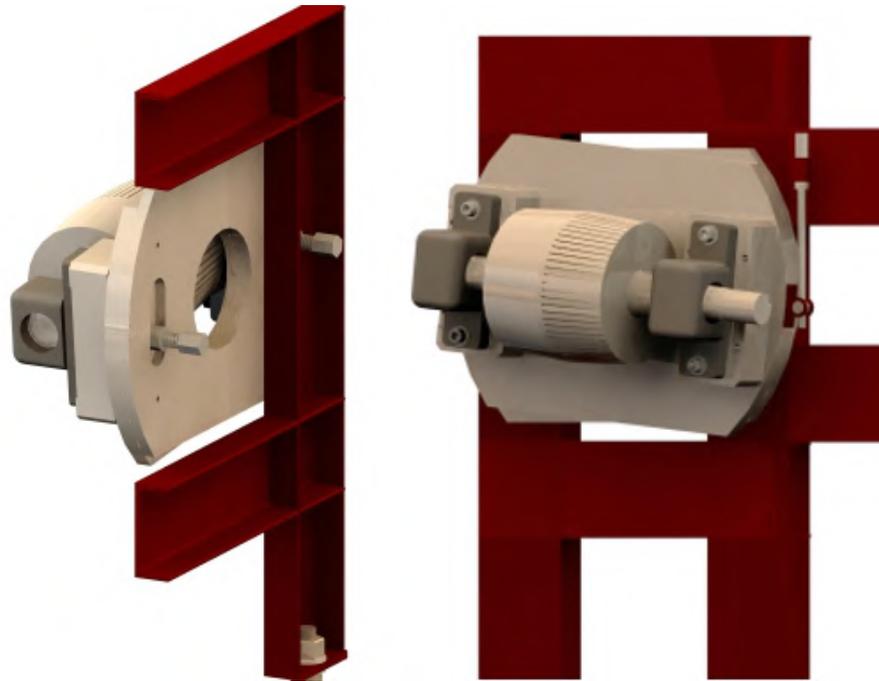


Figura B.4: Sistema de determinación de apertura de garganta y ángulo de alimentación α mediante tornillos de movimiento accionando colas de milano (izq) y fijación del ángulo de ejes $\varphi/2$ (derecha) para el sistema de cilindros derecho.

te sistema permite determinar el diámetro de la garganta, así como el ángulo de alimentación, es decir, el ángulo de apertura de los ejes de los cilindros en el plano horizontal (Fig. [B.5](#))

B.3. Funcionamiento del Perforador Mannesmann y procedimiento de ensayos.

Protocolo de Ensayos de Desgaste en Perforación Directa Tipo Mannesmann

Previo a la serie de ensayos de perforación, el procedimiento a seguir es el siguiente:

- Antes de la carga y encendido del horno, debe verificarse que funcione el sistema de registro de datos, así como la transmisión de datos y el programa dedicado a la adquisición.
- Se carga el horno con las cantidades de barras a perforar y de perforados o barras de precalentamiento.

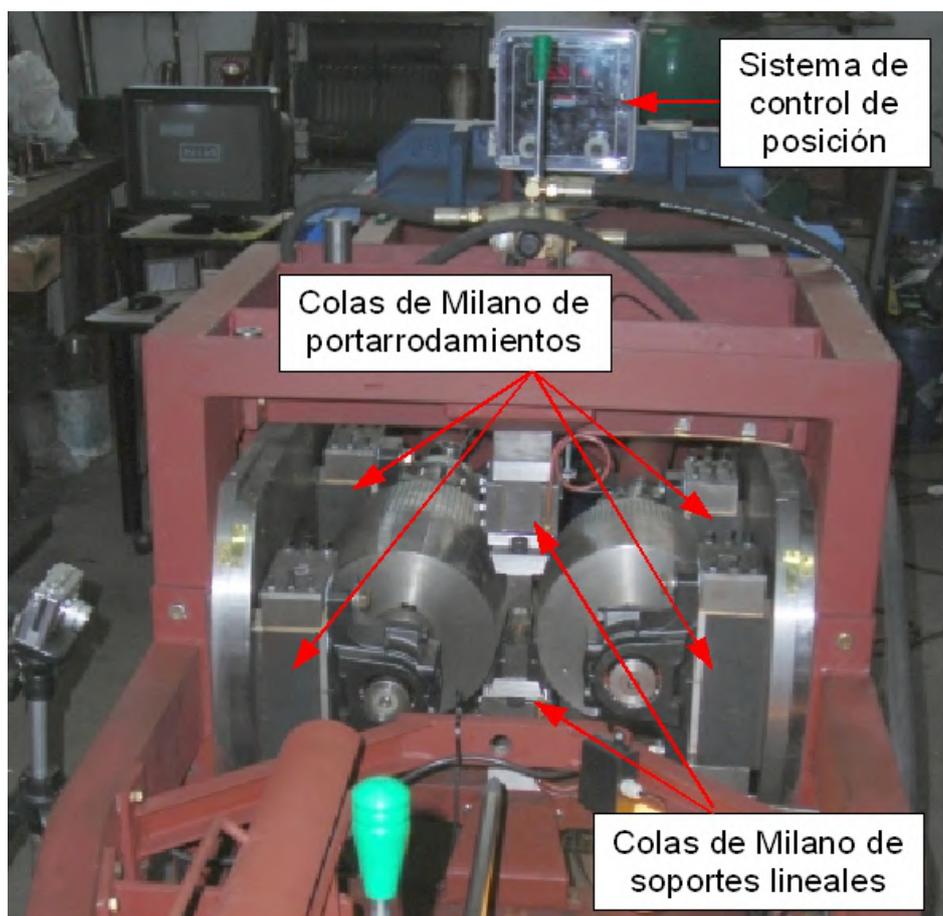


Figura B.5: Sistema de posicionamiento de colas de Milano.

- Se coloca una cámara digital en un trípode de manera que el mandril quede a medio camino en línea recta entre la luz contrastante y la cámara digital. De esta manera, se logra obtener siluetas del mandril.
- Se realiza el montaje de aislación térmica de la termocupla antes de colocar el mandril en su alojamiento roscado en la lanza según la técnica descrita. Se sella el orificio de entrada de la termocupla a la lanza mediante las medias cañas de bronce elaboradas a tal efecto.
- Se verifica el estado de carga de la batería de alimentación del sistema de registro y transmisión de temperatura (debe indicar al menos 11 V bajo carga para asegurar la duración del suministro eléctrico).
- Se enciende el horno y se espera el tiempo adecuado para asegurar la homogeneidad de la temperatura en el material (el tiempo en que el horno llega a la temperatura de perforación más aproximadamente una hora por pulgada de diámetro de las barras) Es necesario destacar que el tiempo no debe excederse demasiado si no se dispone de atmósfera controlada, ya que el diámetro de las barras disminuye por la oxidación a altas temperaturas.

Secuencia de ensayos

- a Los ensayos de perforación se realizan calentando, hasta aproximadamente 1200°C (o la temperatura requerida por el estudio), una cantidad de barras macizas de 38,2mm de diámetro en un horno apropiado.
- b Se ponen en marcha los motorreductores y la unidad de fuerza hidráulica unos minutos antes de retirar la primer barra para que los elementos móviles de los motorreductores se lubriquen adecuadamente y el consumo eléctrico debido al roce sea constante en todas las perforaciones.
- c Se abre la válvula de agua de refrigeración de las celdas de carga de los soportes lineales y de refrigeración de la lanza y mandril. En algunos casos (algunas superaleaciones base níquel) los mandriles están diseñados para no utilizar agua de refrigeración, no obstante, es necesario siempre refrigerar la lanza.
- d Se coloca el mandril en la posición de ensayo mediante el comando hidráulico de lanza y se hace descender el soporte axial. Se acciona el comando hidráulico de lanza para hacer tope con el husillo en el soporte axial y asegurar la posición axial del mandril.
- e Las barras se extraen del horno manualmente mediante una pinza adecuada y se colocan en la cuna de carga.

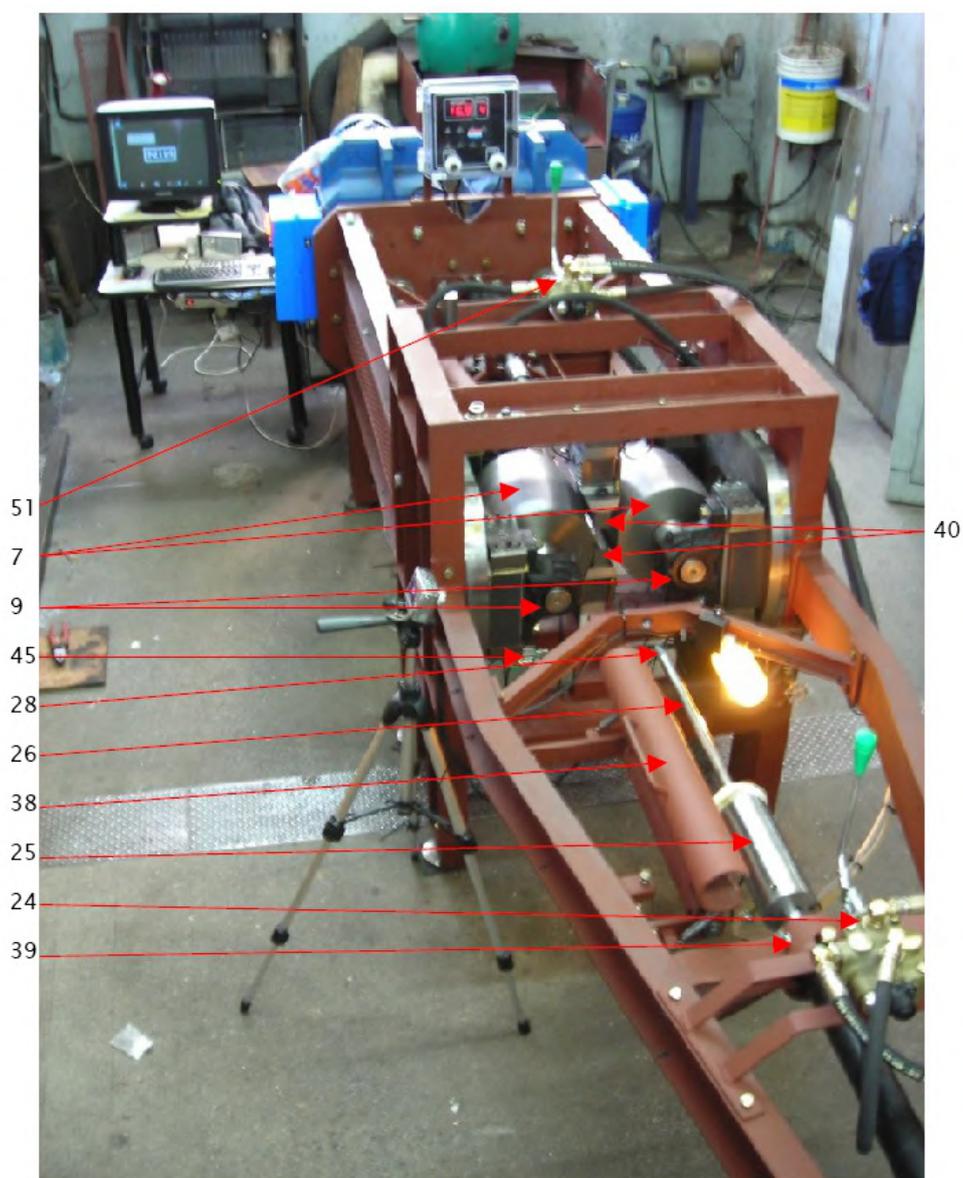


Figura B.6: Prototipo de Perforador Mannesmann

- f** Se acciona el comando hidráulico de carga para introducir la barra, denominada tocho, en el espacio entre los cilindros laminadores. Debido al alabeo de los ejes y a que el diámetro del tocho es al menos un 5% mayor al espacio entre los cilindros, el tocho sufre una compresión diametral a la vez que avanza axialmente en movimiento helicoidal. En el sitio de menor distancia entre cilindros laminadores se encuentra el mandril, el cual provoca la apertura de la fisura interna central de la sección del tocho. El tocho se transforma en un perforado, es decir, la primer fase de la fabricación de un tubo sin costura. Luego de que el material es perforado, queda enhebrado en la lanza.
- g** En este momento se retira el tope axial y se retrae el conjunto husillo-lanza-mandril mediante el accionamiento del comando hidráulico de lanza. El perforado es retirado de entre los cilindros laminadores junto con la lanza y es desenhebrado, cayendo por el tobogán de descarga.
- h** En este punto el mandril se halla en la posición adecuada para tomarle una fotografía digital sobre el fondo contrastante, por lo cual se registra su silueta. Luego de esto se procede a situar el mandril en posición de perforación a la espera del próximo tocho y se repite el ciclo desde el inciso e)

El posicionamiento axial del mandril se puede ajustar a través de la colocación de suplementos de espesores predeterminados que van montados en la parte posterior del husillo mediante tornillos de fijación. De esta manera se regula la posición axial, o grado de sobre accionamiento, del mandril en perforación. El ajuste de la separación entre cilindros, también llamada diámetro de garganta, se realiza mediante el accionamiento de los tornillos de movimiento. Para ello existe un sistema de registro de seis canales de la posición de las colas de Milano de los portarrodamientos y de los soportes lineales a tal efecto. La comparación de comportamiento de mandriles se realiza luego de idénticas series de perforación para dos o más mandriles, en las cuales todas las variables se mantienen constantes excepto aquella de la cual se estudia su influencia. Luego de la serie de perforaciones, se retira el mandril y se lo evalúa por medio de técnicas no destructivas (análisis visual y de superficie, volumen perdido, etc) y destructivas (análisis metalográfico, de composición química, características del óxido, etc). Utilizando un conjunto de programas en entorno Matlab® se determinan las variaciones de forma y de volumen de los mandriles a lo largo de las perforaciones y se pueden comparar entre sí para determinar cuáles tienen el mejor desempeño. Asimismo, utilizando el conjunto de programas elaborado especialmente, es posible comparar los comportamientos de los mandriles a través de las curvas de potencia eléctrica de los motorreductores, esfuerzos en el instrumental y temperatura interna de los mandriles en función del tiempo e interrelacionar todas estas variables mediante gráficos.



Figura B.7: Extracción manual de perforados de precalentamiento.

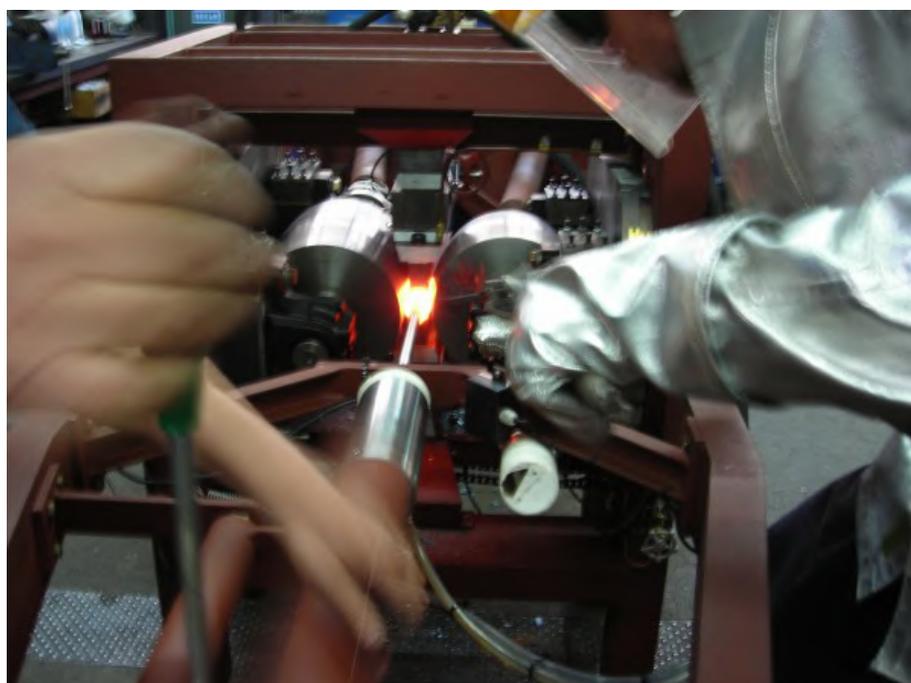


Figura B.8: Perforación de prueba. Se observa el momento justo anterior al retiro del soporte axial del husillo.

Apéndice C

Técnica de registro de temperatura mediante termocupla en interior de mandril de perforación a escala.

C.1. Introducción.

Se desarrolló una técnica de registro de temperatura del interior del mandril. Las dificultades a resolver son principalmente las dimensiones del mandril de laboratorio y la insalvable presencia de agua de refrigeración en contacto con la termocupla. Esto se puede apreciar en las ilustraciones siguientes.

C.2. Sistema de registro de temperatura interna de mandril.

La temperatura interna del mandril se registra para conocer de una manera más precisa la historia térmica del material y de esta manera poder relacionarla con el desgaste observado a través del análisis de los datos y el examen físico y metalográfico de las puntas. El principal inconveniente para medir la temperatura es que la punta gira libremente sobre su eje cuando se encuentra en contacto con el material mientras es perforado. Debido a la alta temperatura que puede alcanzar la punta (estimada hasta 1250°C en su interior) se seleccionó como sensor una termocupla tipo K envainada en acero inoxidable. La complejidad en realizar esta medición radica en que el mandril está montado en una lanza hueca que le provee de refrigeración interna por agua a través de un tubo interno a ella y un sistema tipo husillo que le permite girar libremente alrededor de su eje. Esta rotación minimiza el desgaste abrasivo ya que acompaña el giro del material durante la perfora-

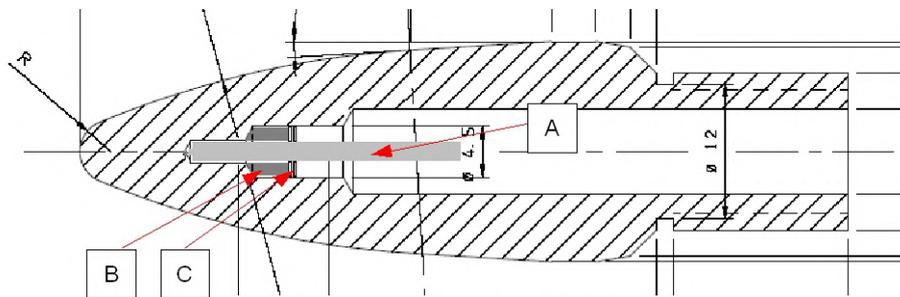


Figura C.1: Esquema de colocación de la termocupla: A) Termocupla envainada. B) Manta cerámica compactada dentro de la cavidad. C) Arandelas de cobre insertas a presión. (medida del radio R omitida a propósito)

ción-laminación por lo que éste se desplaza axialmente respecto del mandril. El acceso al bulk de la punta del mandril solamente se puede realizar desde dentro de la cavidad por donde circula el agua de refrigeración. Se decidió utilizar termocuplas tipo K para alta temperatura, de $1,52\text{mm}$ de diámetro y envainadas en acero inoxidable. Este tipo de termocupla tiene la capacidad de registrar temperaturas de hasta 1300°C . El censado de la temperatura se realiza con compensación de junta fría y se amplifica de manera de obtener una excursión máxima de 5V . Los datos de temperatura son digitalizados mediante un dispositivo montado sobre la lanza giratoria y enviados mediante un transmisor de radiofrecuencia a un receptor estático que los decodifica y los envía al módulo de adquisición. El extremo sensor se inserta en un orificio practicado en el interior del mandril como se muestra en la Fig. C.1. Este orificio debe ser practicado luego del tratamiento térmico de oxidación para evitar su obstrucción por óxidos, que además disminuirían la transferencia de calor del material del mandril hacia la termocupla. La temperatura a la que se estimó que llega el material del mandril en la zona de la punta es de al menos 1100°C por lo cual el extremo sensible de la termocupla debe estar en buen contacto con el material del mandril. Al estar refrigerado internamente por agua, ésta también estaría refrigerando el extremo sensible de la termocupla. Para esto se diseñó un sistema de aislamiento del agua que consiste en manta cerámica aprisionada alrededor de la termocupla y contenida por dos arandelas de cobre concéntricas con la termocupla que ajustan deslizando contra el orificio interno de la punta, de $4,5\text{mm}$ de diámetro.

La manta cerámica, o manta de alúmina, material térmicamente resistente y estable a más de 1200°C , es mantenida aprisionada en su lugar por las arandelas de cobre, que ayudan a la extracción de calor del interior de la punta del mandril por su relativa alta conductividad calórica. Este conjunto, si bien no configura un compartimiento estanco, cumple la función de retrasar el ingreso del agua a la cavidad donde se aloja la punta de la termocupla,

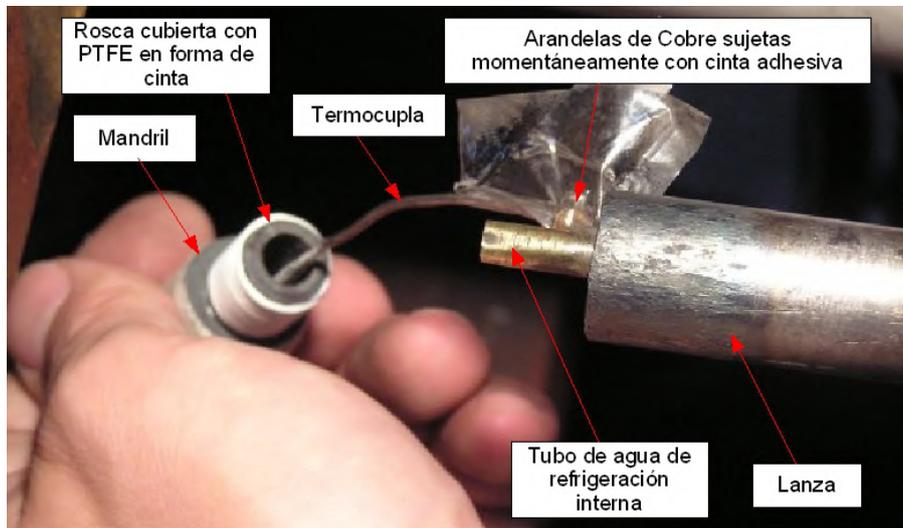


Figura C.2: Técnica de colocación de aislación de agua en el interior del mandril.

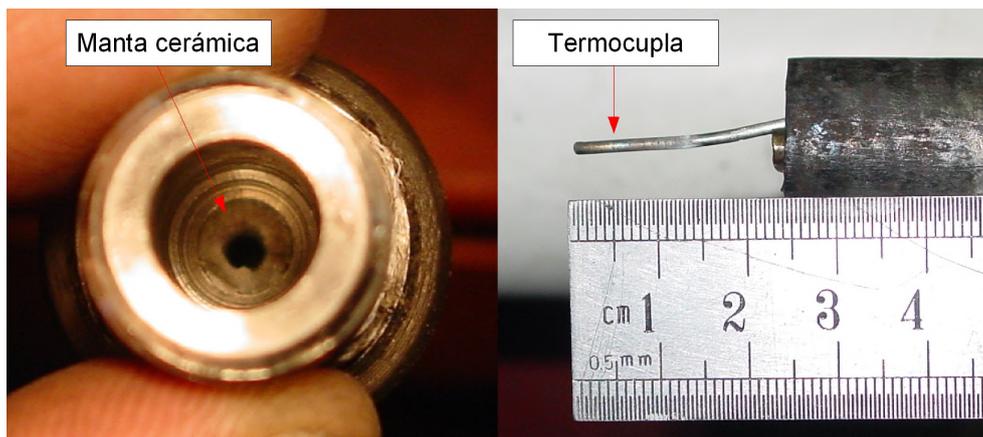


Figura C.3: Izquierda: Ubicación de la manta cerámica en el interior del mandril. Derecha: extremo sensor de la termocupla en posición de medición una vez retirado el mandril.

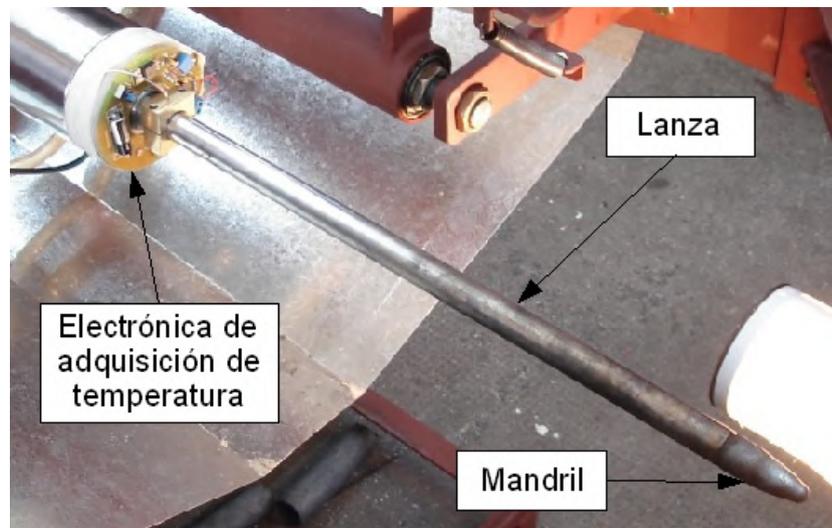


Figura C.4: Vista de la lanza con sistema de lectura de temperatura.

además de evitar la remoción de la manta por el flujo de agua. De ocurrir el contacto de la termocupla con el agua, la evaporación de la misma en contacto con el extremo sensible provocaría la caída de temperatura del elemento sensor, produciéndose una lectura errónea de esa variable.

La termocupla es colocada a través de un agujero lateral en la lanza y por el conducto de retorno del agua de refrigeración. En la figura [D.6](#), pág. [158](#), se muestra la porción expuesta de la vaina de acero inoxidable de la termocupla saliendo el sello estanco junto al dispositivo electrónico de codificación y transmisión de los datos vía RF al módulo adquirente, para la medición de temperatura.

Apéndice D

Sistema electrónico de adquisición de datos durante las secuencias de perforación

D.1. Herramientas para la adquisición de datos de consumo eléctrico y esfuerzos sobre el herramental.

La instrumentación realizada al prototipo experimental cumple con el fin de adquirir las variables de interés en el proceso. Estas variables fueron determinadas como: esfuerzo axial realizado por la punta, temperatura de la punta, esfuerzo de la estructura del banco experimental y potencia eléctrica de los motores que impulsan los cilindros. El objetivo de medir estas variables es encontrar correlaciones entre las variaciones de las variables registradas para dar cuenta, en la industria, de la proximidad de la salida de servicio del herramental y de este modo evitar paradas imprevistas del proceso en planta.

D.2. Sistema de registro de la fuerza axial sobre el mandril a escala.

Esta variable registra el esfuerzo axial sobre la punta de perforación, realizado por el material al ser abierta la fisura y conformado el tubo. Estos esfuerzos se miden para relacionarlos con la potencia consumida y detectar prematuramente la proximidad a la salida de servicio del mandril por exceso de desgaste. La punta perforadora se encuentra solidaria a una lanza que transmite el esfuerzo hasta la celda de carga axial, diseñada en INTEMA,

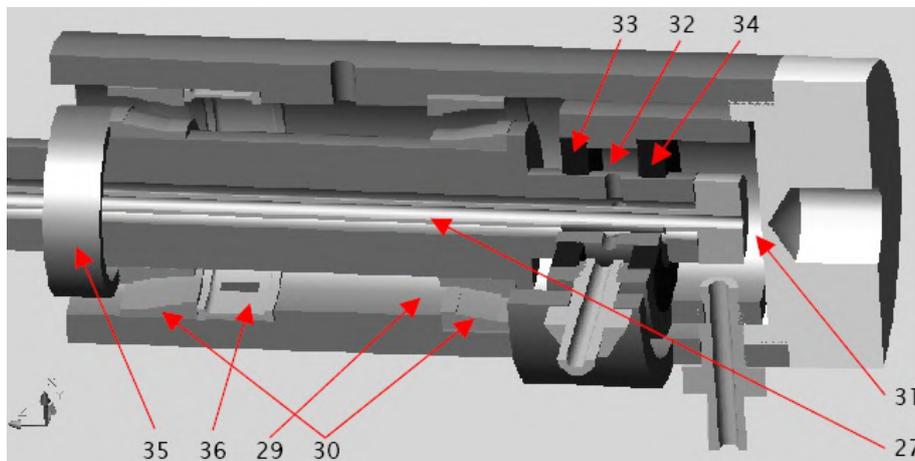


Figura D.1: Corte interno del husillo porta lanza donde se puede apreciar el sistema de circulación de agua de refrigeración y la colocación de la celda de carga axial.

mediante la cual se registra el esfuerzo. Este es medido mediante strain gauges que se encuentran en una configuración tipo puente de Wheastone. La tensión entregada por el puente es debidamente amplificada por medio de un amplificador de instrumentación para llevarla a niveles que puedan ser adquiridos mediante un ADC (Adquisidor Digital). La medición del esfuerzo axial sobre el mandril presenta dificultades similares a la lectura de temperatura. El mandril gira libremente alrededor de su eje y es mantenido en una posición axial constante mediante un sistema tipo husillo que evita el movimiento de cabeceo de la lanza durante la perforación y mantiene centrado al mandril, principalmente al inicio de la perforación. El sistema que soporta a la lanza es accionado por un émbolo hidráulico y mantenido en posición axial constante durante las perforaciones mediante un tope deslizable que transmite el esfuerzo sobre el mandril a la estructura. Se realizaron mediciones indirectas de fuerza axial no colocando el tope deslizable y utilizando la presión hidráulica dentro del cilindro posicionador, calculando una fuerza axial cercana a los $800\vec{K}g$. Debido a las fugas de aceite hidráulico en el cilindro la posición axial del mandril varió en promedio cerca de $1,5mm$, por lo cual se decidió seguir utilizando el tope deslizable durante las perforaciones. En la figura [D.1](#) se muestra el esquema de instalación de la celda de carga diseñada, la que se aprecia en la figura [D.2](#). Se diseñó, construyó e implementó una celda de carga axial utilizando un strain gage puente de wheatstone completo, colocado dentro del husillo, intercalado entre el rodamiento axial que soporta la fuerza de compresión sobre la lanza y el resalto en el cuerpo del husillo.

Dicha celda de carga fue diseñada para un esfuerzo máximo de $1500\vec{k}g$. El sistema electrónico de adquisición registra, a fondo de escala, $1250\vec{K}g$.

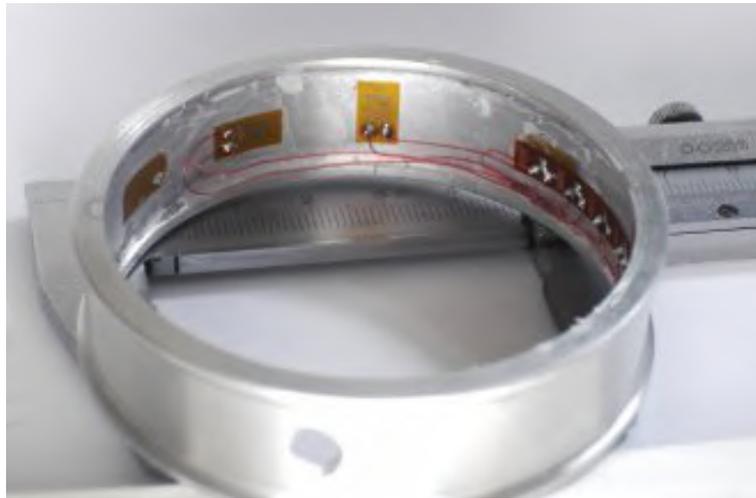


Figura D.2: Celda de carga axial con puente de Wheatstone completo.

D.3. Sistema de registro de esfuerzos sobre la estructura.

Se miden los esfuerzos sobre la estructura para relacionarlos con la potencia consumida y relacionar estos datos con la proximidad a la salida de servicio de la punta. El esfuerzo ejercido sobre el herramental es medido mediante celdas de carga de puente completo que se encuentran montadas dentro de las colas de milano, las cuales soportan a los portarrodamientos de los ejes. Las celdas de carga son alimentadas con tensión continua de 10V. La tensión entregada por el puente es debidamente amplificada por medio de un amplificador de instrumentación para llevarla a niveles que puedan ser adquiridos mediante un ADC (Adquisidor Digital).

D.4. Sistema de registro de potencia instantánea en los motores.

Los cilindros que trabajan el material son accionados por dos motorreductores. La medición de la potencia instantánea de cada motorreductor permite conocer el trabajo mecánico necesario para realizar la perforación, detectar posibles variaciones oscilantes en el consumo eléctrico y relacionar todos estos resultados con las características del proceso de perforado. Además, esta medición también puede reflejar en los datos si existe resbalamiento entre los cilindros, es decir, si un cilindro estuviera trabajando mas que el otro. En función de obtener la potencia de los motores con un mínimo de censado, se miden dos tensiones de línea y dos corrientes sobre cada motor. El valor de

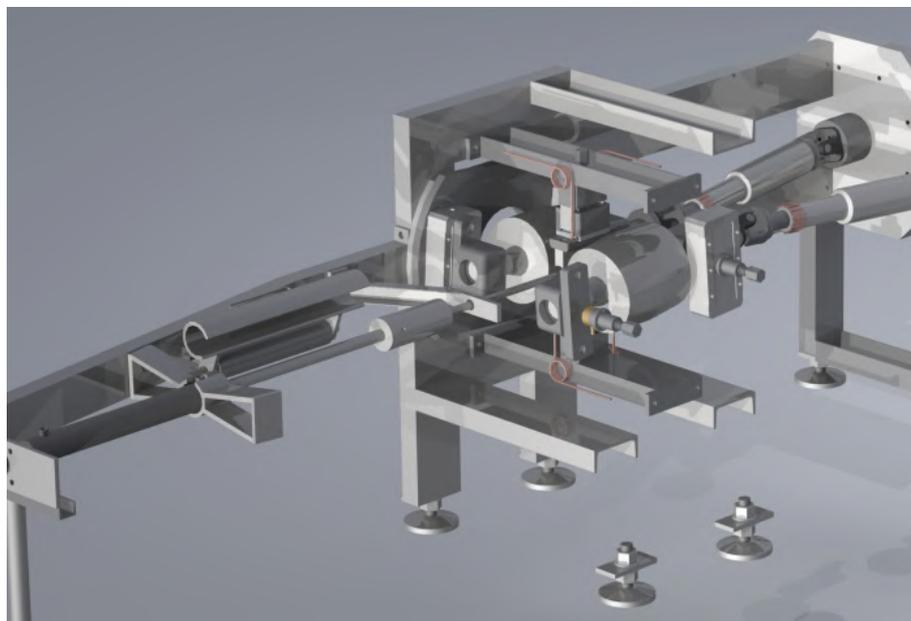


Figura D.3: Vista lateral del modelo en CAD en el cual se omiten algunas piezas para mostrar la ubicación de las celdas de carga laterales.

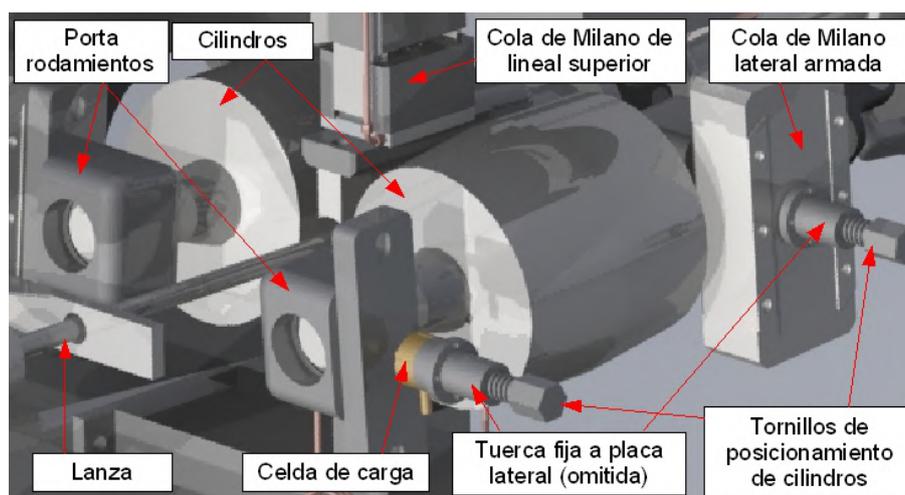


Figura D.4: Detalle de la vista de la figura [D.3](#)

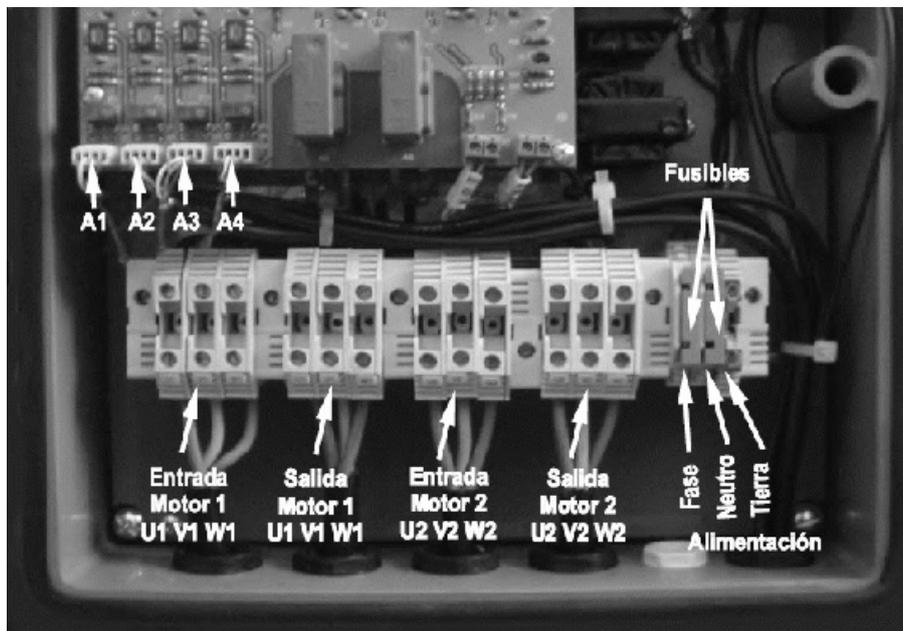


Figura D.5: Detalle de las conexiones del sistema electrónico de adquisición.

potencia instantánea de cada motor se puede calcular mediante la ecuación siguiente:

$$P = V_1 \cdot I_1 + V_2 \cdot I_2 \quad (\text{D.1})$$

El censado de las tensiones se aíslan y se reducen a un nivel de 12V mediante un transformador. La señal de 12V se referencia a masa y se acondiciona a para tener un valor medio de 2,5V y una excursión pico a pico de 5V. Las corrientes en los motores se registran mediante sensores de efecto Hall. La salida de cada sensor de corriente se acondiciona para tener un valor medio de 2,5V y una excursión pico a pico de 5V.

D.5. Sistema electrónico de adquisición

El sistema de adquisición es un sistema preexistente compuesto de un microcontrolador Microchip que gestiona la adquisición de las señales. Las señales analógicas se adquieren mediante un único adquirente de 12 bits y un multiplexor de 8 canales. La transmisión de datos es de formato serie con una velocidad máxima de 56Kbaudios típica de un puerto RS232. El vínculo de transmisión serie es de fibra óptica y permite ubicar la estación de trabajo alejada del banco de ensayo por motivos de seguridad.

Los canales analógicos de adquisición se limitaron en banda considerando los requerimientos de cada uno de ellos. Los canales analógicos se distribu-

yen de la siguiente manera; dos canales de censado que miden la tensión común aplicada a ambos motorreductores, dos canales de censado de la tensión proporcional a la corriente consumida por un motorreductor, ídem para el segundo motorreductor, un canal para el censado de esfuerzo axial sobre el mandril de perforación y un canal para el censado de esfuerzo por deformación de la estructura. La temperatura del mandril de perforación se censa mediante un sistema autónomo y se recibe a través de radio frecuencia a una entrada digital del microcontrolador Microchip. Los datos que se reciben por este canal son asincrónicos por lo cual son muestreados a dos veces la frecuencia de recepción de datos.

D.6. Adquisición y transmisión de medición de temperatura

La técnica de registro de temperatura mediante la colocación del extremo sensor de una termocupla en el interior del mandril se encuentra descrita en detalle en el apéndice [C](#). La adquisición de la temperatura de la punta de perforación presenta ciertas dificultades. El mandril tiene libertad de rotación sobre su eje y es debido a que de esa manera se reduce el desgaste por rozamiento. De esta manera, cuando se está perforando un tocho, el rozamiento que existe entre el mandril y la barra hace que el mandril rote. La adquisición de esta señal no se puede realizar en forma directa (a través de una conexión física). De este modo el sistema presenta varios problemas a resolver; la adquisición de la temperatura de la termocupla tipo K, la conversión del dato digital a un formato que se pueda transmitir al equipo principal, el medio de transmisión al mismo, llevar al mínimo el consumo del sistema y que el mismo pueda ser ubicado en un circuito impreso, o PCB, anular con un diámetro interno de $50mm$ y externo de $100mm$, dadas las características físicas limitantes del equipo. La adquisición y acondicionamiento de los datos se realiza mediante un microcontrolador perteneciente a la familia PIC12FXXX de Microchip. El mismo es uno de los más pequeños de su familia y cuenta con un adquisidor incorporado de 10 bits. Los datos adquiridos son acondicionados para ser transmitidos al sistema principal con el siguiente formato: un bit de comienzo, 10 bits de datos y dos bits de parada. La señal digital que se debe transmitir al adquisidor principal se puede enviar por diversos medios, entre los cuales se puede hablar de anillos rozantes o transmisión por radio frecuencia. Se optó por utilizar radio frecuencia debido a que los anillos rozantes son susceptibles de falsos contactos en un ambiente con gran cantidad de suciedad, ya sean residuos metálicos, óxidos y/o combustibles. El sistema de radio frecuencia está compuesto por un transmisor y un receptor de AM sintonizado en $418MHz$ comercial. La transmisión de datos se realiza mediante modulación OOK (On Off Keyed).

D.7. Transmisión de datos serie

La adquisición de las variables tiene como requisito mínimo obtener 10 muestras por ciclo de la señal de mayor frecuencia. La frecuencia que debemos considerar es la frecuencia de línea, es decir 50hz . Esto implica que se debe muestrear cada canal cada 2ms . Por otro lado, la frecuencia de transmisión de datos es de 56Kbaudios y consecuentemente transmitir una palabra de 8bits típica de protocolo serie requiere de aproximadamente $180\mu\text{s}$. Esto permite que cada 2ms se envíe un paquete de datos que contiene un encabezado, 8 palabras de datos y un byte de validación del paquete. Dado que los canales de adquisición son multiplexados y la relación, no es posible calcular directamente la potencia instantánea de cada motorreductor. En función de resolver este problema, se envía la información de los canales con una diferencia temporal constante de una muestra. Esto permite que una vez que se tiene la información de cada canal se puede ubicar la relación de fase de cada una de las señales adquiridas. Los datos de temperatura recibidos también se deben enviar en fase con los datos. El problema que se encuentra para enviar esta señal es la incapacidad de agregar un byte adicional en el paquete de datos. Para resolver este último problema se optó por tomar el bit más significativo de la palabra de validación y reemplazarlo con el bit recibido de la transmisión asincrónica de la temperatura. Esto es posible ya que la variación de la temperatura es suficientemente suave como para poder utilizar una señal de muestreo, recibida por el sistema de adquisición, con una frecuencia al menos 100 veces inferior a la frecuencia de muestreo que se utiliza con cada canal.

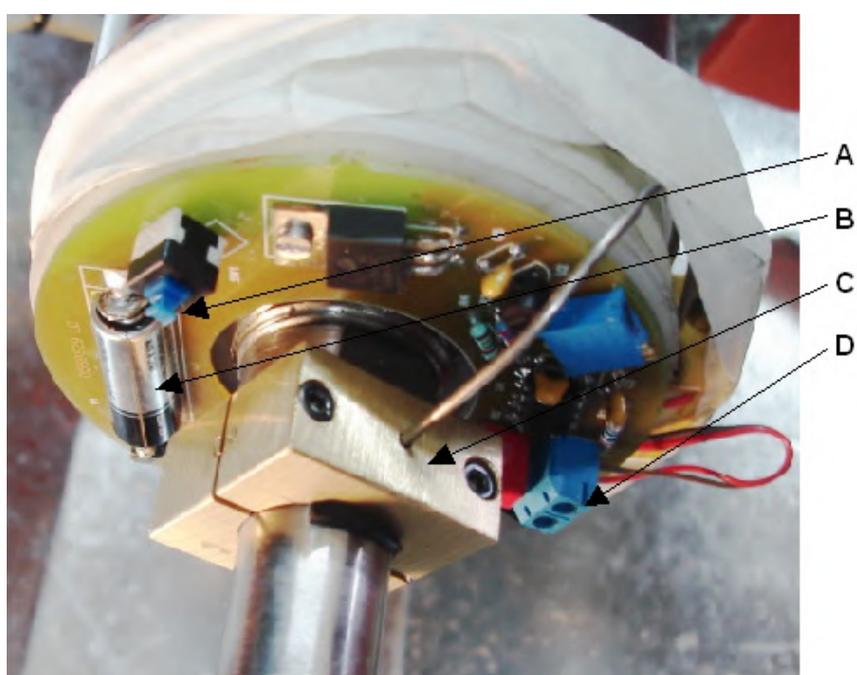


Figura D.6: Montaje de la termocupla en el sistema de medición autónomo sobre el husillo porta lanza. A) Pila de alimentación del sistema. B) Botón de encendido y apagado. C) Entrada de la termocupla a la cavidad de retorno de agua de refrigeración de la lanza. D) Extremo de conectores de la termocupla.

Apéndice E

Técnicas de registro de fotografías digitales y sistema de programas en entorno Matlab® para el análisis de los datos generados y acumulados.

E.1. Técnica de relevamiento de perfiles mediante fotografía digital.

Se desarrolló una técnica de relevamiento de los perfiles de los mandriles de perforación que combina la fotografía digital con el análisis de imágenes por medio de programas especialmente desarrollados en entorno Matlab®. Esta técnica consiste analizar fotografías digitales de los mandriles tomadas a contraluz sobre un fondo uniformemente iluminado. Se colocó un reflector de luz fluorescente con una pantalla difusora detrás del mandril en su posición de montaje (Fig. E.1).

Se realizan fotografías antes de la primer perforación y luego de la última, luego se transfieren a la computadora y se las procesa mediante un sistema de programas en entorno Matlab® que realizan las actividades desde el reconocimiento de las siluetas en las imágenes digitales hasta la obtención de los perfiles de los mandriles en coordenadas de radio en función de la longitud para cada fotografía. Estos perfiles se guardan en archivos de datos para cada mandril.

Mediante el sistema de programas, el usuario debe otorgar un nombre al grupo de imágenes (y consecuentemente al archivo de perfiles que se generará) y debe indicarle la cantidad de imágenes a procesar, que deben ser consecutivas, y el número de la primera de ellas.

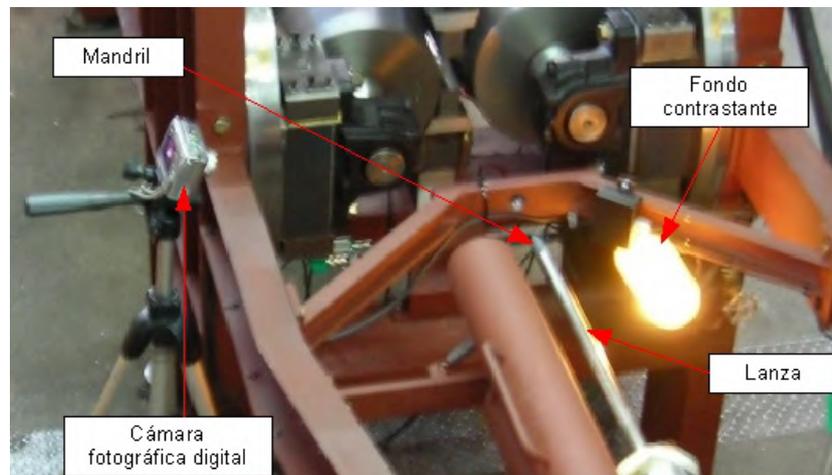


Figura E.1: Vista del sistema de registro de imágenes digitales de los perfiles antes y durante los ensayos perforación. A la izquierda se puede apreciar la cámara fotográfica digital montada sobre un trípode, y a la derecha de la foto, se puede observar la lanza y el fondo contrastante blanco.

Las operaciones mencionadas se detallan en la sección siguiente, de descripción del software desarrollado.

E.2. Programas para análisis de datos adquiridos de los ensayos de desgaste en perforación.

Es necesario mencionar que la adquisición de datos se inicia antes de la pasada de la primer barra de precalentamiento y se detiene al final del enfriamiento del mandril luego de la última perforación. De esta manera se obtiene un grupo de datos de consumo y esfuerzos adquiridos continuamente y que contiene todas las variaciones de las variables registradas. Anteriormente se mencionaba el tipo de datos que se registran y su soporte informático, a saber: Un archivo de texto a diez columnas de valores entre 0 y 255 correspondientes a los datos registrados por el módulo adquisidor transmitidos vía fibra óptica a una computadora y almacenados en disco rígido. Un grupo de fotografías digitales en formato jpg con un encabezado común y numeración correlativa (el formato de almacenamiento típico de las cámaras digitales actuales). Estas fotos corresponden a las siluetas del mandril antes de la primer perforación y luego de cada una de ellas.

Se desarrollaron varios sistemas de programas para análisis de los datos adquiridos y generación de datos elaborados a partir de ellos. Estos sistemas

se pueden agrupar en:

- a Programas para procesamiento y exposición de datos de consumo (obtenidos vía equipo de adquisición electrónica) y programas para relevamiento de los perfiles de mandriles a lo largo de los ensayos de desgaste en perforación (adquiridos mediante archivos de imagen por fotografía digital de los mismos)
- b Programas para análisis y presentación de relaciones entre variables, graficando variaciones, comparaciones, etc., entre las mismas.
- c Programas auxiliares para generar datos teóricos y predictivos para comparación con la realidad experimental mediante los programas del grupo anterior.

A continuación se detallan los ítems enumerados.

a) Programas para procesamiento y exposición de datos de consumo (obtenidos vía equipo de adquisición electrónica) y para relevamiento de los perfiles de mandriles.

Se desarrolló software especial para el procesamiento de los datos de consumos de perforación, esfuerzos sobre el herramental y temperatura del interior del mandril. Un esquema de este grupo de programas se encuentra en la figura [E.2](#). EL primero de estos programas en entorno Matlab® se llama `utverzhdet.m`. Los datos se representan mediante diez vectores: vector de tiempo para los canales 0 a 7 canales 0 a 7. vector de tiempo para la temperatura. vector de temperaturas.

Tanto el vector de tiempo para los canales de 0 a 7 como dichos canales están registrados utilizando una frecuencia de muestreo de 500 datos por segundo para asegurar la correcta lectura de potencia eléctrica, mientras que los vectores relacionados con la temperatura contienen datos adquiridos utilizando una frecuencia de muestreo de 50 datos por segundo. Esta frecuencia de muestreo es más que suficiente para representar correctamente las variaciones de dicha variable en el tiempo. Se genera un archivo de datos en formato matlab que ocupa cerca de $95MB$ por hora de registro.

El programa `leepot.m` toma los datos generados por `utverzhdet.m`, cumple la función de individualizar los datos correspondientes a cada perforación a lo largo de la adquisición y extraer cada una, generando una matriz que se almacena en un archivo de datos de tamaño considerablemente menor al de los datos continuos, alrededor de $8,5MB$ por hora de adquisición.

Mediante este programa se calculan también las potencias máximas y promedio y los trabajos consumidos en cada perforación de cada serie de

perforaciones, así como los tiempos entre una perforación y la siguiente, así como también la duración de cada una de ellas.

El programa `plotsch.m` muestra los datos que decodifica `leepot.m` y los muestra en una misma línea temporal utilizando tres subgráficos, agrupando potencias instantáneas en el primero, esfuerzos sobre el herramental en el segundo y temperatura interna del mandril en el tercero. Este programa no genera archivos.

Hasta aquí se obtienen los datos primarios elaborados correspondientes al registro electrónico de consumo eléctrico y esfuerzos. En cuanto a las series de fotografías digitales, existe un grupo de programas dedicado al relevamiento de los perfiles a partir de dichas siluetas para generar los datos primarios elaborados.

El programa `vericont.m` realiza el primer paso de la detección de siluetas en una fotografía, previo al procesamiento de la serie de archivos `jpg`. Es necesario para determinar si la imagen es procesable por el paquete de programas que realiza el relevamiento de los perfiles.

El programa `llamlepdis.m` (llamado a lectura de perfiles digitales) realiza el llamado secuencial a los programas `autolepdi1.m`, `autolepdi2.m` y `autolepdi3.m`, que relevan los perfiles a partir de las fotografías digitales y los llevan a una misma escala en milímetros para su comparación entre sí y con otras series de perforación. Es imprescindible alimentar al programa con el valor real medido del diámetro de la lanza a fin de realizar una precisa corrección de escala de los perfiles al cambiar de unidad de medición de píxeles a milímetros. Con una resolución de 1600x1900 píxeles y a 0,8m de distancia entre el mandril y la cámara se obtiene un error de apreciación mínimo de 0,04mm en el radio relevado.

Al final del último subprograma, el programa `llamlepdis.m` llama a un programa interactivo, `alinearm`, en donde se realiza el ajuste fino de la posición axial de los perfiles. Esto se implementó debido a que en algunos casos, la existencia de una gota de agua en la junta, restos de óxido del tocho o de polímero sellador dificultaron la detección del resalto en el perfil, que indica el fin de la lanza y comienzo del mandril, el cual es tomado como referencia axial para los perfiles. A continuación se detallan las funciones que realizan los programas mencionados anteriormente.

i. Reconocimiento de siluetas en las imágenes digitales

Este programa toma las imágenes digitales y realiza una transformación de tonos a contornos. A partir de estos contornos genera matrices con los pares de coordenadas de los puntos asociados por pertenencia al mismo contorno. Posteriormente extrae el grupo de puntos que corresponde a la silueta del mandril. Se debe tomar la precaución de que en la fotografía sea éste perfil el que mayor longitud de borde presente, es decir, se debe evitar la introducción en la imagen de elementos extraños.

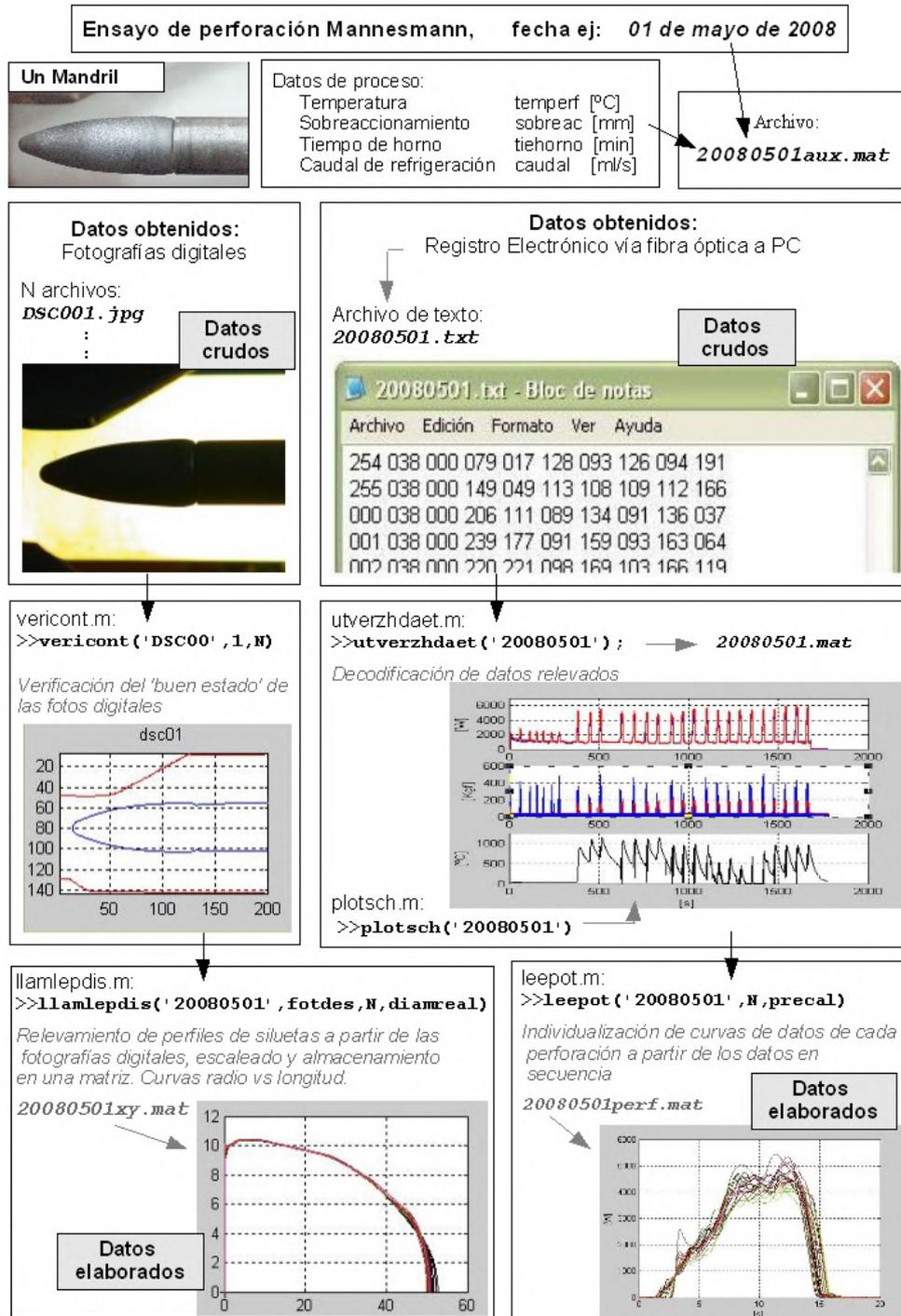


Figura E.2: Diagrama de programas desarrollados y flujo de datos crudos y elaborados obtenidos para una secuencia de perforaciones hipotética.

ii. Corrección de ángulo de inclinación de la silueta.

Mediante el cálculo de centroides de inercia de los puntos de la silueta y una transformación ortogonal, se procede a la corrección del ángulo que presenta el eje axial del perfil respecto de la horizontal.

iii. Transformación de siluetas del formato vectorial a perfiles.

Una vez corregida la inclinación del eje de las siluetas de los mandriles se procede a determinar qué puntos pertenecen a la porción superior e inferior del contorno para luego interpolar ambas ramas mediante curvas tipo spline y calcular los diámetros en función de la coordenada axial.

iv. Corrección de escala.

Una porción de la lanza porta mandril siempre se incluye en la imagen digital y su perfil es relevado y procesado por los programas anteriores junto con los puntos del contorno del mandril. Utilizando histogramas con precisión adecuada se determina qué puntos pertenecen a la lanza porta mandril y se promedia su diámetro. Tomando en cuenta esto y que se conoce a priori el diámetro promedio de la lanza con una precisión adecuada (con un error de apreciación de $\pm 20\mu m$) se procede a transformar las dimensiones relevadas (en píxeles) a dimensiones reales (en milímetros) a través de la multiplicación por una constante.

v. Detección de la referencia del perfil, o punto origen.

Dado que todo el perfil del mandril puede experimentar desgaste, no existe una referencia mejor para calcular la variación a lo largo del las perforaciones que el asiento cónico que entra en contacto con la lanza porta mandriles. Este asiento consiste en un cono con un ángulo de 45° cuyo vértice apunta hacia el lado contrario a la punta del mandril y queda en parte oculto por el contorno de la lanza (Fig. E.3). Esta peculiaridad del perfil es la única que se mantiene a lo largo de las perforaciones, por lo tanto es el origen que se toma para todos los perfiles relevados. Existe un programa encargado de detectar el origen de coordenadas de los perfiles, el cual, no obstante puede incurrir en algún tipo de error si este resalto no aparece en la imagen digital por acumulación de suciedad o agua de refrigeración en dicho alojamiento.

vi. Alineación de origen de coordenadas.

Este programa es el único que presenta una interface interactiva con el usuario, basado en dos figuras de Matlab[®], la primera de las cuales muestra todos los perfiles en cascada y la segunda todos los perfiles superpuestos con el mismo origen de coordenadas. Presenta una barra superior con botones para desplazamiento axial de cada perfil, selección de qué perfil se quiere desplazar con líneas verticales para referencia en la alineación de los perfiles, un par de botones para seleccionar el múltiplo de la unidad mínima de desplazamiento axial (1x 2x 4x, etc.), cuyo valor en milímetros depende de

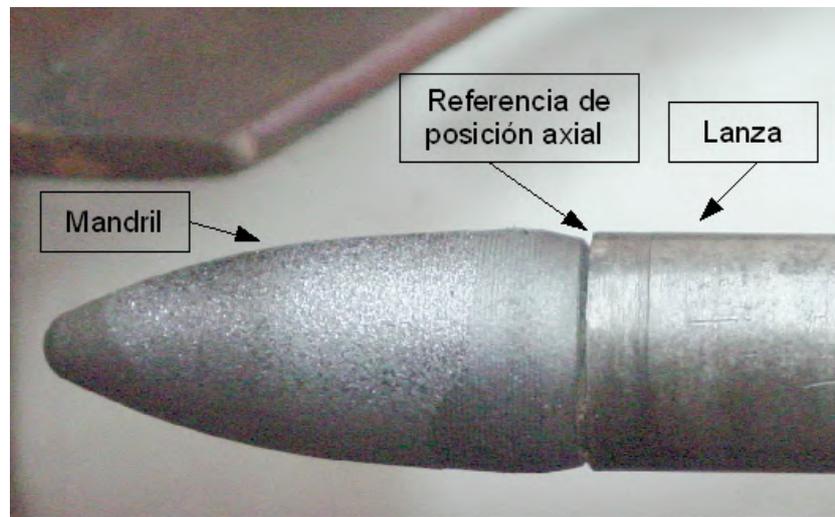


Figura E.3: Referencia de la posición axial cero del perfil del mandril para cada silueta

la resolución de la imagen digital. Dado que la distancia entre la cámara y el mandril es aproximadamente $0,6m$, para una resolución de imagen de 1280 por 960 píxeles, y con dos tercios del ancho de la imagen ocupada por el mandril ($50,8mm$ de longitud), se obtiene una unidad mínima de desplazamiento axial de $0,058mm$ por pixel, más que suficiente para el ajuste fino de la posición de cada perfil. Este programa permite remediar los errores de apreciación de posición axial que experimenta el software automático provocados por defectos en la imagen, como gotas de agua, suciedad, etc. mencionados anteriormente. Luego de la alineación del origen de coordenadas el programa guarda un archivo de variables de entorno Matlab® con dos matrices, **gx** y **gy**, que contienen las coordenadas de los radios de los perfiles relevados de cada imagen respecto del extremo de la lanza. Este archivo tiene el nombre dado originalmente más el sufijo 'xy' que indica que corresponde a los perfiles.

b) Programas para análisis y presentación de relaciones entre variables, graficando variaciones, comparaciones, etc., entre las mismas.

El programa `plotschax.m` se alimenta de los datos generados por `leepot.m` y calcula los valores de fuerza axial sobre el mandril, realizando operaciones similares, y el cálculo de fuerza axial máxima y promedio (valor meseta) para cada perforación, con el agregado del cálculo de las pendientes de las curvas y los tiempos entre inicio de perforación y llegada a la fuerza máxima y promedio.

Existe otro sistema de programas desarrollado que se encarga de los cálculos de desgaste de mandriles a través de la variación de los perfiles entre

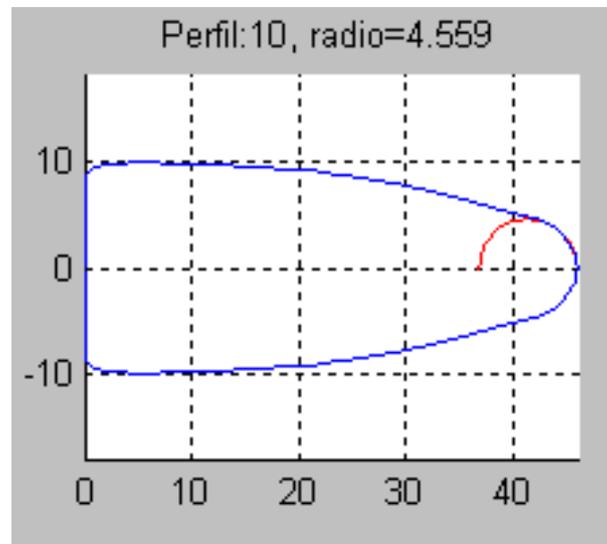


Figura E.4: Radio inscrito (en rojo) en el perfil (en azul) del mandril luego de 9 perforaciones.

perforaciones y entre perfiles diferentes, de esta manera sistematizando el procesamiento de datos. El programa `radiop.m` calcula los radios inscriptos de las puntas de los mandriles a partir de sus perfiles (E.4). Estos programas que trabajan con los datos elaborados se encuentran en un esquema en la figura E.5.

El programa `tribos5.m` calcula, a partir de los perfiles generados por `llamlepdis.m`, las pérdidas o ganancias de material del mandril a lo largo de la secuencia de perforaciones, así como también las variaciones de superficie y longitud. Estas variables se calculan en forma absoluta así como también en forma normalizada. El programa `radior.m` llama al programa `radiop.m` y se alimenta de los datos generados por `tribos5.m` para elaborar mapas de desgaste por variación de perfil. Este programa permite visualizar la condición de longitud y radio esférico de la punta durante la secuencia de perforaciones mientras que el color de los indicadores para cada perforación puede indicar una tercera y cuarta variables a elección, como por ejemplo, el trabajo realizado por la componente axial de la fuerza de roce sobre el mandril (constituye la integración numérica de la curva de fuerza en función del tiempo, representa el consumo de energía).

Los gráficos producidos por este programa, `radiop.m`, son una de las mejores técnicas de visualizar el cambio de forma que se produce en el perfil del mandril. Ante la observación de la existencia de un cambio de pendiente en la porción inicial de la curva de esfuerzo axial sobre el mandril en función del tiempo, se escribió el programa `pendaxial.m`, que se utiliza para calcular los valores de cambio de las pendientes de la curva, así como también los va-

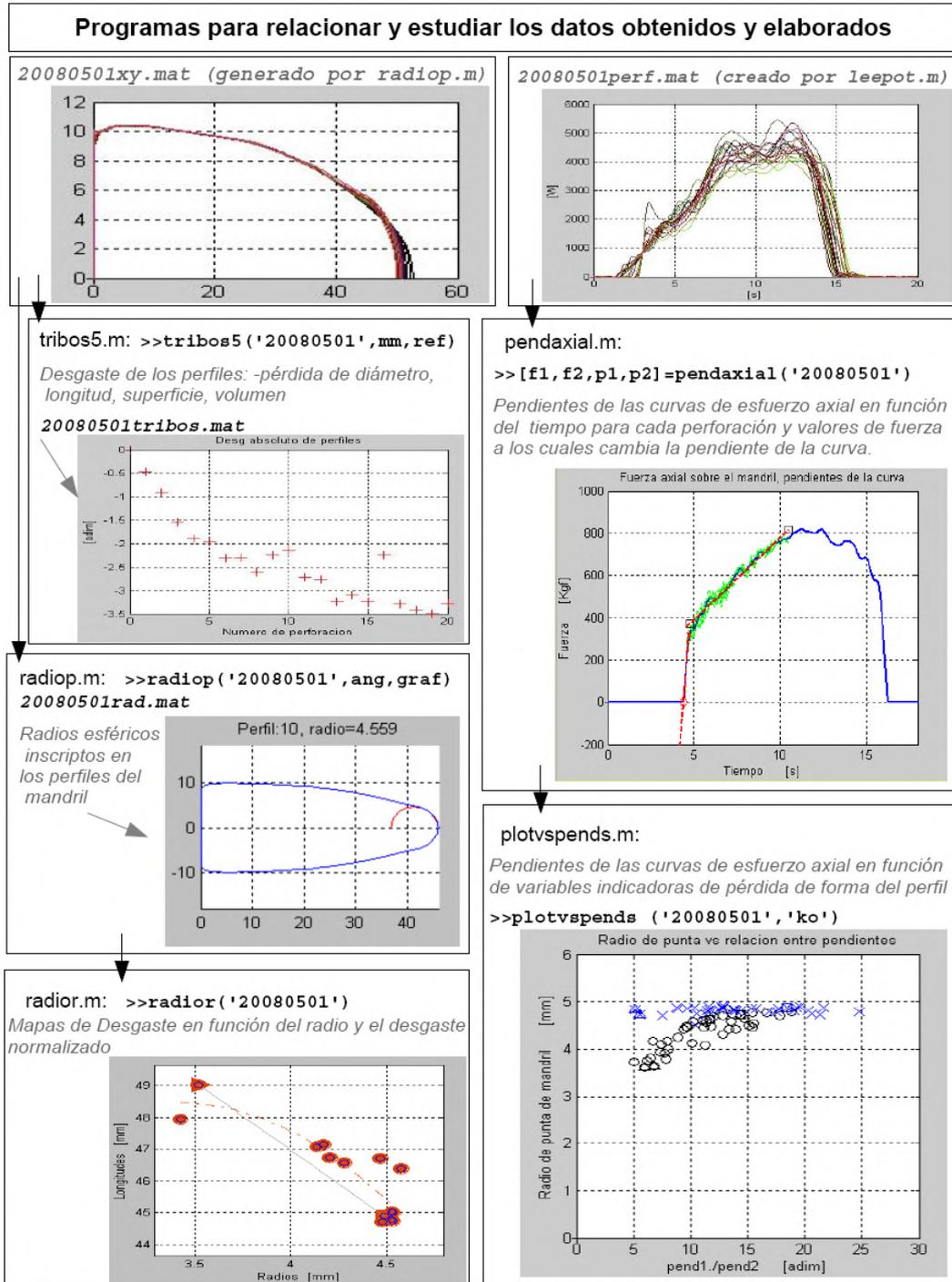


Figura E.5: Esquema de programas, flujo de datos elaborados y obtención de resultados de utilidad.

lores de dichas pendientes. El programa `plotvspends.m` muestra en gráficos alguna de las variables obtenidas en función de las pendientes de las curvas de esfuerzos axiales en la etapa de inicio de la perforación.

El grupo de programas elaborados que se emplean para el post procesamiento mediante redes neuronales auto organizativas de los datos elaborados se describe en la correspondiente sección.

Apéndice F

Dificultades encontradas en la medición y análisis de los registros de datos experimentales.

F.1. Factores que influyen en el aumento de dispersión de los datos registrados.

Existen diversos factores que influyen en los datos registrados por el sistema de adquisición electrónica de valores de consumo eléctrico y esfuerzos sobre el herramental.

Características de la etapa de inicio de perforación y factores que inciden en los datos registrados.

La temperatura del material al inicio de la perforación constituye uno de los factores de mayor influencia en los valores de consumo y esfuerzos sobre el prototipo. El tiempo entre la salida del horno del material y la colocación sobre la cuna de carga influye en gran medida, ya que el material se enfría rápidamente al contacto con el aire. Si bien existe una cubierta de cascarilla (óxido de hierro generado en el horno de atmósfera no controlada) que mantiene la temperatura de la superficie del tocho por formar una barrera térmica, ésta puede romperse al tomar el material en el horno y dejar áreas térmicamente desprotegidas durante el transporte a la cuna de carga del perforador. Se observó que, en algunos casos, el tocho ingresaba de manera ligeramente oblicua a la zona de garganta del perforador debido al apilamiento de cascarilla. Asimismo se pudo observar que la toma de esfuerzo por parte de cada motorreductor no era pareja y que existía una oscilación

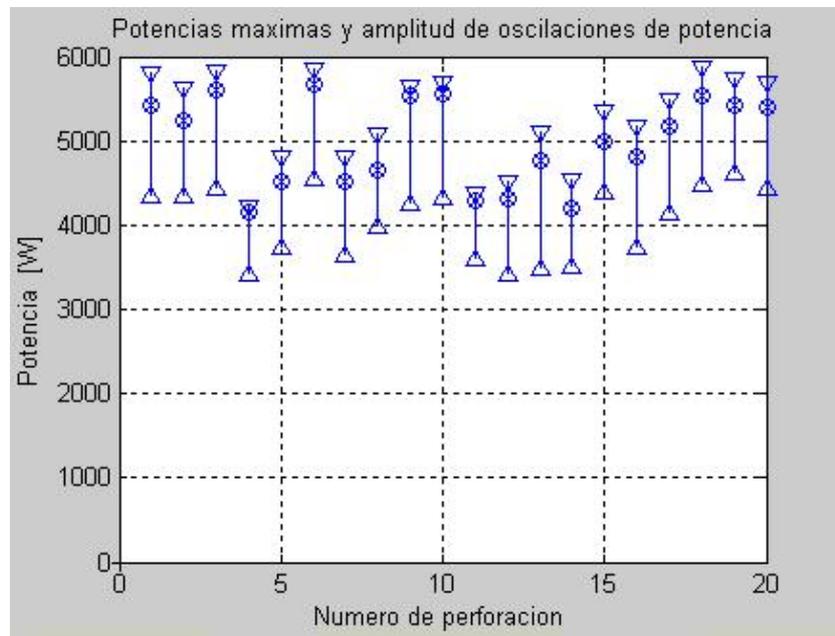


Figura F.1: Potencias máximas y amplitudes de oscilación de la potencia alrededor del máximo.

entre los máximos de esfuerzo de cada uno, así como oscilaciones torsionales de ambos sistemas cilindro-transmisión cardánica (Fig. [F.1](#)).

Características de la perforación y los factores que influyen en la dispersión de los registros.

Durante la perforación se produce la rotura de la cascarilla y su atrapamiento en la zona de trabajo de los cilindros. Esto modifica las condiciones de contacto entre el tocho y el herramental, provocando que disminuya el coeficiente de roce de a momentos, disminuyendo también el consumo y aumentando el tiempo de perforación. Dado el tratamiento térmico-químico de oxidación al que están sometidos los mandriles previamente a su entrada en servicio (y en ensayo) en algunos casos la rosca, que está protegida, sufre una excesiva oxidación y pérdida de sección. En dichos casos, cuando la temperatura elevada en la zona de asiento del mandril provoca el deterioro del PTFE (conocido como teflón) que se utiliza como polímero sellador del circuito de agua de refrigeración, pueden ocurrir fugas de líquido hacia el exterior, enfriando el orificio interno del tocho siendo perforado, con lo que aumenta la resistencia mecánica y por ende el trabajo consumido por el prototipo.

El sistema de refrigeración interna del mandril tiene que coexistir con el registro de temperatura interna. Para poder registrar adecuadamente la

temperatura del extremo del mandril, se desarrolló una técnica artesanal que consiste en colocar la termocupla en un orificio practicado desde el interior, luego colocar una protección de manta cerámica alrededor de la vaina de la termocupla y finalmente, prensar la manta con dos anillos de cobre previamente enhebrados en la termocupla. Este sistema, si bien no es un cierre hermético, permite que el agua en estado líquido se demore en alcanzar el fondo del orificio y enfriar la punta medidora de la termocupla. El agua de refrigeración es de caudal constante y de una temperatura de $22 \pm 3^\circ\text{C}$.

Al final de cada perforación, una porción del material queda en laminación debido a que no existe material saliendo de la zona de la garganta como para que lo empuje hacia la lanza, por lo que se detiene el avance axial del perforado. En este momento del proceso, se acciona levemente la lanza hacia adelante mientras se quita el soporte axial del husillo porta lanza, retrayéndose este último a continuación y trayendo consigo enhebrado el perforado fuera de la garganta, para su descarga. Esto provoca que la perforación no sea mecánicamente idéntica a lo largo del perforado. Las variaciones en los parámetros del proceso de oxidación superficial al que se someten mandriles de idéntico perfil inicial, ya sea por la posición dentro del horno de tratamiento, variaciones en la composición, etc. provocan que existan diferencias en el espesor de óxido sobre el mandril y son origen de dispersión. La dificultad de cuantificar la dispersión como para acotarla numéricamente radica en el desconocimiento de los valores reales de los coeficientes de fricción entre herramental y material y la dificultad de su estimación (existen valores entre 0,4 y 0,85 en diferentes publicaciones). También existe la imposibilidad de cuantificar la incidencia de las oscilaciones torsionales del sistema de cilindros (y las condiciones de su aparición) y el comportamiento del sistema ante la inclusión, entre el material y el herramental, de cascarilla desprendida del material durante el proceso.

F.2. Problemas que inciden en el registro de datos.

En la figura [F.2](#) se puede observar la técnica aplicada para el sellado del sistema de refrigeración interna del mandril al contener inserta la termocupla para medición de temperatura interna.

En ocasiones, la oscilación de la lanza durante la perforación provocó la rotura del pegamento, lo cual ocasionó la fuga de agua que se derramó sobre la electrónica, generando tanto interferencias en la transmisión como la salida de servicio del sistema. En este prototipo, no existe espacio físico para colocar un sello hermético como el implementado en el segundo equipo perforador. En circunstancias en que el mandril utilizado tuvo un desempeño muy deficiente, ocurrió la soldadura del extremo sensor de la termocupla al

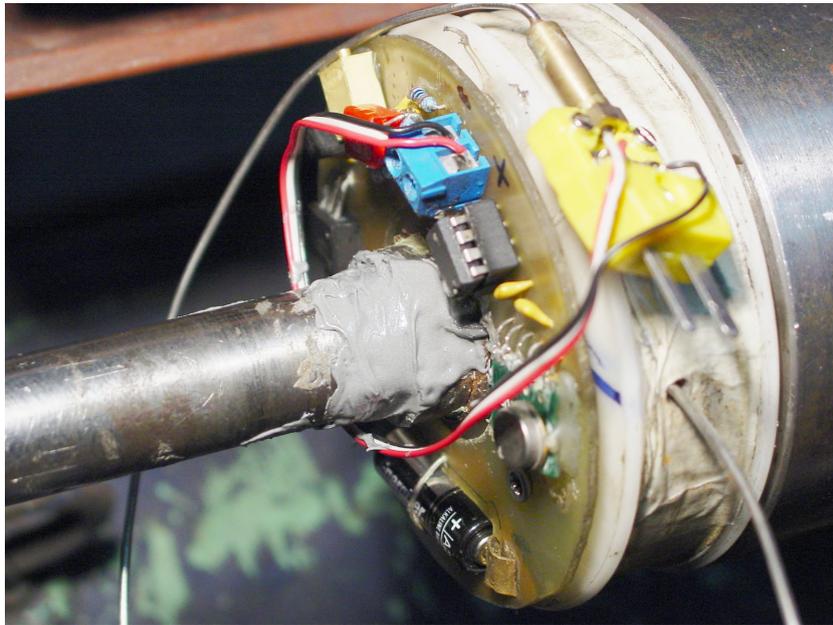


Figura F.2: Estadio intermedio en la colocación de la termocupla para registro de temperatura. Se puede advertir la técnica artesanal de sellado de inserción de termocupla en sistema de refrigeración de lanza.

fondo del orificio practicado para su alojamiento. En dichas circunstancias, fue necesario cortar la termocupla y descartarla.

En la figura [F.3](#) se puede apreciar la gota de agua de refrigeración que incide en el registro del perfil mediante la fotografía digital de su silueta. Asimismo, puede ocurrir que se adhieran a la superficie del tocho escamas de material perforado y laminado que no significan una variación de la silueta, pero al momento de realizar el reconocimiento del perfil mediante programas en entorno Matlab®), inciden severamente en la apreciación (Fig. [F.4](#))



Figura F.3: Fotografía digital de silueta de mandril luego de una perforación mostrando una pérdida de agua de refrigeración a través de la junta roscada por daño del aislante.



Figura F.4: Fotografía digital de silueta de mandril luego de una perforación mostrando escamas de óxido adheridas a su superficie. Además, se pueden apreciar gotas de agua incidiendo en la apreciación del perfil.

Apéndice G

Técnicas de inclusión de probetas de desgaste, preparación para ataque metalográfico y técnicas de análisis por EDS y nanoindentación.

G.1. Método de inclusión de mandriles a escala de laboratorio.

Una característica muy importante para la vida útil de los mandriles es el espesor de la capa de óxido generado durante el tratamiento termoquímico bajo atmósfera controlada. Al momento de realizar las metalografías de cortes transversales a la superficie se debe garantizar la integridad de la superficie. Por este motivo, los mandriles son incluidos en resina poliéster, previo al corte. Se colocan en un molde prismático de yeso y se cuela la resina pre-acelerada y mezclada adecuadamente con el catalizador. Luego del curado se obtiene un bloque que contiene al mandril a estudiar. Es necesario mantener también la integridad microestructural del material del mandril, y es por esto que se utiliza una máquina de corte lento provista de discos de corte de pasta de diamante de pequeño espesor. Estos discos son lubricados con un aceite liviano. Cada mandril incluido requiere de dos cortes. Cada corte consume aproximadamente de 20 a 25 horas, dependiendo de la aleación del mandril y del espesor de la capa de óxidos. De esta manera, se pueden efectuar cortes que no dañen la microestructura ni que provoquen modificaciones microestructurales por generación de calor.

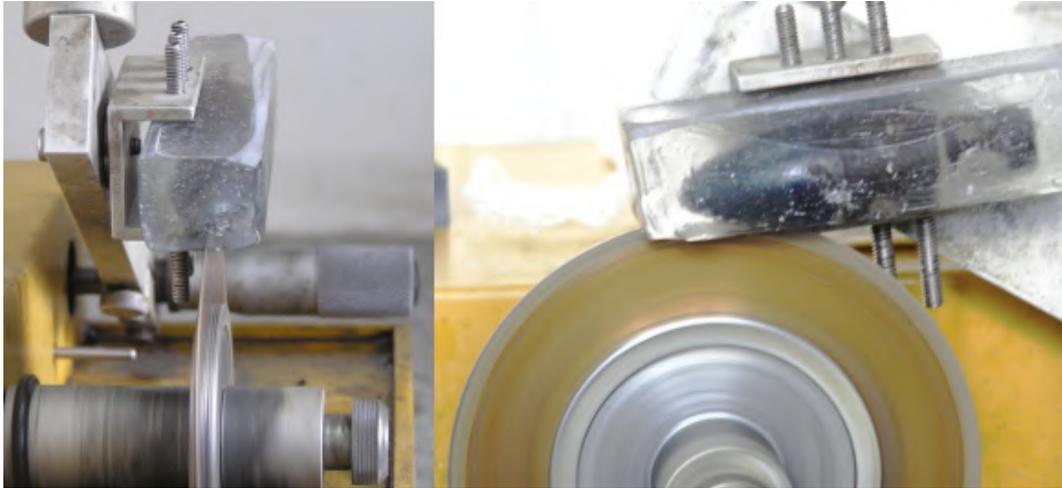


Figura G.1: Corte axial de inclusiones de forma prismática de mandriles a escala de laboratorio.

G.2. Método de corte para extracción de zonas de estudio de desgaste.

Como se puede apreciar en la figura [G.1](#), a los mandriles incluidos les son practicados dos cortes: uno longitudinal que incluye al plano del eje y otro oblicuo (Fig. [G.2](#))

Como consecuencia de los cortes hechos en la inclusión, se extrae un fragmento en forma de cuña que contiene una porción en forma de huso del extremo más solicitado del mandril. Este fragmento es nuevamente incluido en un molde más pequeño para conformar la probeta metalográfica definitiva. Se puede apreciar en el montaje fotográfico de la figura [G.2](#) a qué parte corresponde el fragmento en el cuerpo del mandril.

G.3. Técnica de análisis de mandriles mediante Espectroscopía de Dispersión de Energía (EDS).

Descripción de la técnica.

La espectroscopía por dispersión de rayos x (EDS) es una técnica de microanálisis realizada en conjunto con la microscopía de barrido electrónico (SEM). Utiliza rayos x emitidos por la muestra debidos al bombardeo con un haz de electrones sobre la superficie de la misma y se emplea para caracterizar la composición elemental del sustrato. Pueden ser analizadas fases o

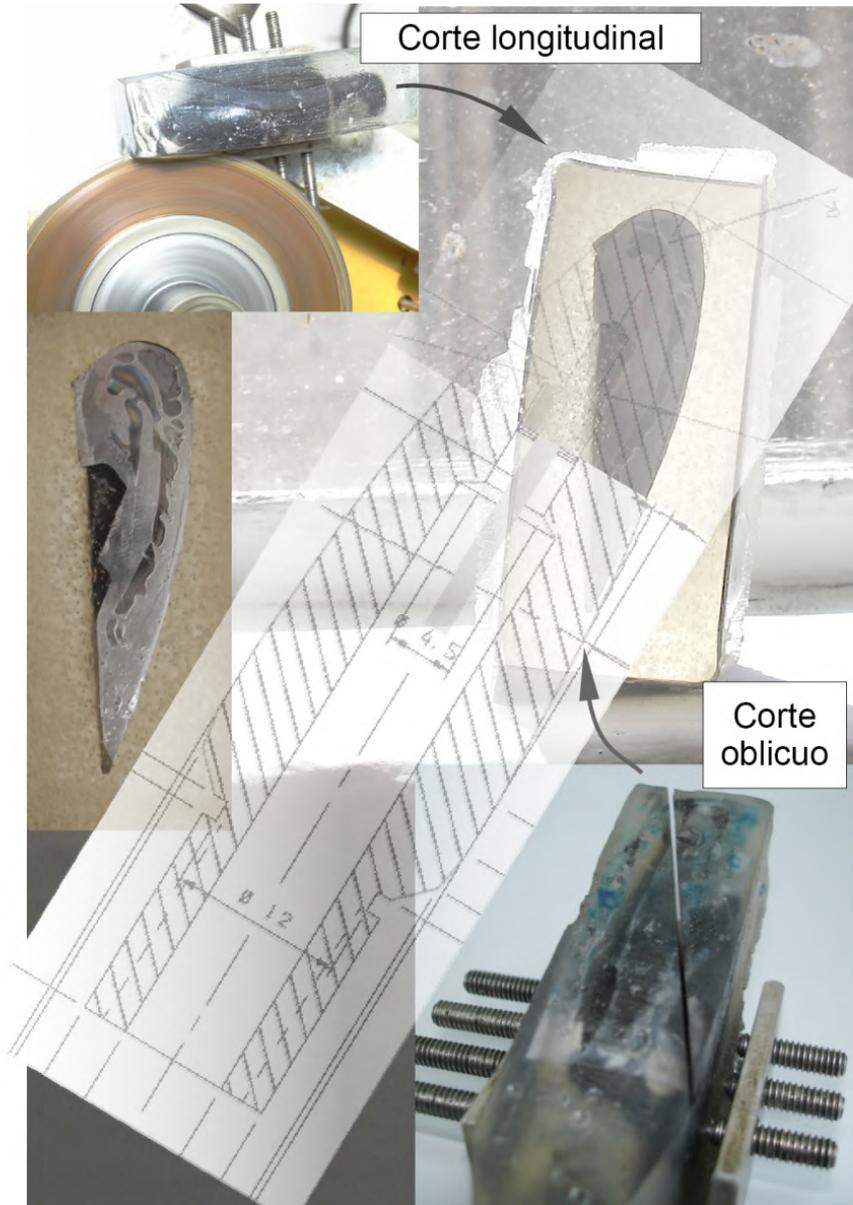


Figura G.2: Detalle de cortes en la inclusión para extraer la probeta metalográfica (centro, izquierda) y fotomontaje del plano sobre la probeta en su segundo molde (centro y extremo superior derecho). Se puede apreciar, abajo a la derecha, el corte oblicuo en el mandril incluido y montado en el utilaje.

partículas de tamaños hasta $1 \mu m$.

Cuando la muestra es bombardeada por el haz de electrones del SEM los electrones de la superficie son excitados a un estado de mayor energía, la cual se libera, al retornar los electrones al estado inicial, en forma de radiación x con un espectro característico para cada elemento.

Esta radiación es detectada por un sensor de radiación x y convertida en información. Se puede crear una imagen a través de los datos registrados pero lo más importante es que se puede obtener información sobre la composición química del área inspeccionada. El típico diagrama de EDS es un gráfico de intensidad de radiación relativa (o conteos de emisiones detectadas) en función de la energía de dichas emisiones, en KeV. Se conocen los elementos presentes en la muestra al comparar los niveles y cantidades relativas de energía con los patrones típicos emitidos por elementos puros.

Información analítica.

Análisis cualitativo: pueden ser detectados elementos químicos con número atómico desde el berilio hasta el uranio. El mínimo de detección puede ir desde el 0,1 % hasta algo más del 1 % dependiendo del elemento y la composición de la matriz.

Análisis cuantitativo: la precisión del análisis cuantitativo sin standards es muy dependiente de la muestra. Se obtiene mayor precisión utilizando standards con estructura y composición similares a la muestra desconocida.

Análisis de perfil a lo largo de una línea: es posible realizar un análisis de EDS a través de un camino prefijado seguido por el haz de electrones del SEM a lo largo del cual se toman muestras de radiación x. De esta manera se pueden determinar las variaciones de las concentraciones de elementos a lo largo del camino trazado.

Mapeo elemental: se realiza el registro de emisiones de rayos x de toda un área. Los mapas son elaborados utilizando la intensidad de la imagen como una función directa de la concentración local de los elementos presentes.

Se realizaron análisis mediante EDS en los cinco mandriles incluidos y seccionados para metalografía.

G.4. Técnica de análisis de mandriles mediante nanoindentación

Se realizaron ensayos de nanoindentación en los cortes realizados a los mandriles B (aleación MTC) y F (aleación PIW con tratamiento PIW30).

El equipamiento, existente en INTEMA, es un nanoindentador marca Triboindenter Hysitron. Se empleó una punta tipo Berkovich. A continuación

se describe el proceso de cálculo del módulo de dureza a partir de los datos de ensayos de indentación.

Fundamentos de la técnica.

En un aparato típico de nanoindentación por registro de profundidad, la posición del indentador relativa a la superficie del espécimen es monitoreada durante la indentación. Los desplazamientos medidos son la suma de la profundidad de la huella y el desplazamiento asociado al instrumento de medición, llamado compliancia de carga del marco. La relación entre la compliancia (inverso de la rigidez) y el contacto entre cualquier indentador axisimétrico y un hemiespacio isotrópico está dada por:

$$C_c = \frac{dh}{dP} = \frac{\sqrt{\pi}}{2} \cdot \frac{1}{\sqrt{A}} \cdot \frac{1}{E_r} \quad (G.1)$$

donde E_r es el módulo reducido descrito por la relación:

$$\frac{1}{E_r} = \left(\frac{1 - \nu^2}{E} \right)_{\text{Especimen}} + \left(\frac{1 - \nu^2}{E} \right)_{\text{Indentador}} \quad (G.2)$$

donde E y ν son las constantes elásticas del espécimen y del indentador.

En estos cálculos, h es el desplazamiento relativo entre el indentador y el espécimen, P es la carga y A el área proyectada del contacto entre espécimen e indentador. Para tener en cuenta los desplazamientos elásticos del marco de carga del instrumento se debe sumar un término de compliancia de la máquina, C_m , a la compliancia del contacto, C_c .

$$C_{total} = C_m + C_c = C_m + \frac{\sqrt{\pi}}{2} \cdot \frac{1}{\sqrt{A}} \cdot \frac{1}{E_r} \quad (G.3)$$

La dureza del espécimen se calcula con la relación: $H = \frac{P_{max}}{A}$; donde H es la dureza, P_{max} la máxima carga aplicada y A el área de contacto proyectada.

Combinando las ecuaciones anteriores se halla la siguiente relación:

$$C_{total} = C_m + C_c = C_m + \frac{\sqrt{\pi}}{2} \cdot \frac{\sqrt{N}}{E_r} \cdot \frac{1}{P_{max}} \quad (G.4)$$

Para cuarzo fundido se asume comúnmente que la dureza y el módulo reducido son constantes para profundidades grandes ($h_c > 1/3$ del radio de la punta del indentador) cuando son indentados con una punta Berkovich y no se producen fisuras. Si esto se asume, un gráfico representando $1/(\text{rigidez medida})$ vs. $1/\sqrt{P_{max}}$ daría una línea recta con una intersección con el eje y en la compliancia del equipo.

Procedimiento para el cálculo de dureza y módulo reducido.

El equipo efectúa indentaciones a escala nanoscópica (del orden de $10^{-9}m$) mediante una punta tipo Berkovich solidaria a un actuador piezoeléctrico controlado por carga.

La punta de indentación ejerce una fuerza P y el equipo mide la profundidad máxima h a la que llega el indentador. Luego el equipo disminuye la fuerza P paulatinamente hasta que se hace cero la fuerza de contacto entre el indentador. En ese momento el equipo mide h_f , la profundidad a la que se halla la punta respecto de la superficie.

El área A de la impronta producida en el material se relaciona con estas variables a través de la siguiente ecuación:

$$P = A \cdot (h - h_f)^m \quad (G.5)$$

El equipo interpola la curva real mediante esta función, tomado el exponente $m = 2$.

La derivada de la relación potencial resultante, $P = A \cdot (h - h_f)^2$, respecto de h es evaluada en el punto de carga máxima para calcular la rigidez del contacto, S . La profundidad de contacto h_c se calcula con:

$$h_c = h_{max} - 0,75 \cdot \frac{P_{max}}{A \cdot h_c} \quad (G.6)$$

y la dureza:

$$H = \frac{P_{max}}{A \cdot h_c} \quad (G.7)$$

el módulo reducido se define por:

$$E_r = \frac{\sqrt{\pi}}{2 \cdot \sqrt{A \cdot h_c}} \cdot S \quad (G.8)$$

siendo la función de área usada en todos los cálculos la función de área definida, $A \cdot h_c$.

Calibración del equipo.

La calibración de la punta indentadora se basa en determinar su función de área. Este método se basa en la asunción de que el módulo de Young es constante e independiente de la profundidad de la indentación. Cuarzo fundido con un módulo de $72GPa$ se usa como muestra standard para calibración. Se obtiene una curva de función de área que relaciona el área de contacto proyectada con la profundidad de la indentación. Para una geometría piramidal

ideal de indentador (tipo Berkovich) la relación entre el área de contacto proyectada y la profundidad está dada por:

$$A = 24,5 \cdot h_c^2 \quad (\text{G.9})$$

La rigidez de contacto en la descarga, $S = (dP/dh)$, o sea, la pendiente de la primer parte de la curva de descarga está dada por:

$$S = \frac{dP}{dh} = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \cdot E_r \cdot \sqrt{A} \quad (\text{G.10})$$

Trabajando algebraicamente:

$$A = \frac{\pi}{4} \cdot \left(\frac{S}{E_r}\right)^2; \quad (\text{G.11})$$

donde el módulo reducido E_r da cuenta del hecho de que el desplazamiento medido incluye la contribución de el espécimen y del indentador. El módulo reducido está dado por la ecuación [G.2](#).

La dureza tiene una definición normal:

$$H = \frac{P_{max}}{A} \quad (\text{G.12})$$

donde A es el área resultante de la indentación y P_{max} es la carga máxima.

El procedimiento estándar para el análisis por nanoindentación es utilizar los datos de descarga para el análisis. Esto ha probado ser un método preciso y confiable para determinar los valores de dureza y rigidez.

La pendiente de la porción de descarga de a curva cambia dependiendo del número de puntos usados para ajustarla. Generalmente la porción entre el 95 % y el 20 % de la curva se usa para determinar la pendiente y de ahí la rigidez.

Los materiales blandos se comportan de diferente manera, como por ejemplo el aluminio. Este metal acomoda todo el desplazamiento del indentador sin recuperación elástica. En esos casos se utiliza una interpolación lineal.

El programa del nanoindentador siempre ajusta la curva mediante una función tipo power-law de la forma de la ecuación [G.5](#).

En el caso del aluminio el exponente m es igual a 1. El módulo elástico del indentador es $E_j = 1140GPa$ y el de Poisson $\nu = 0,07$. El módulo reducido es entonces $E_{j,r} = 69,6GPa$.

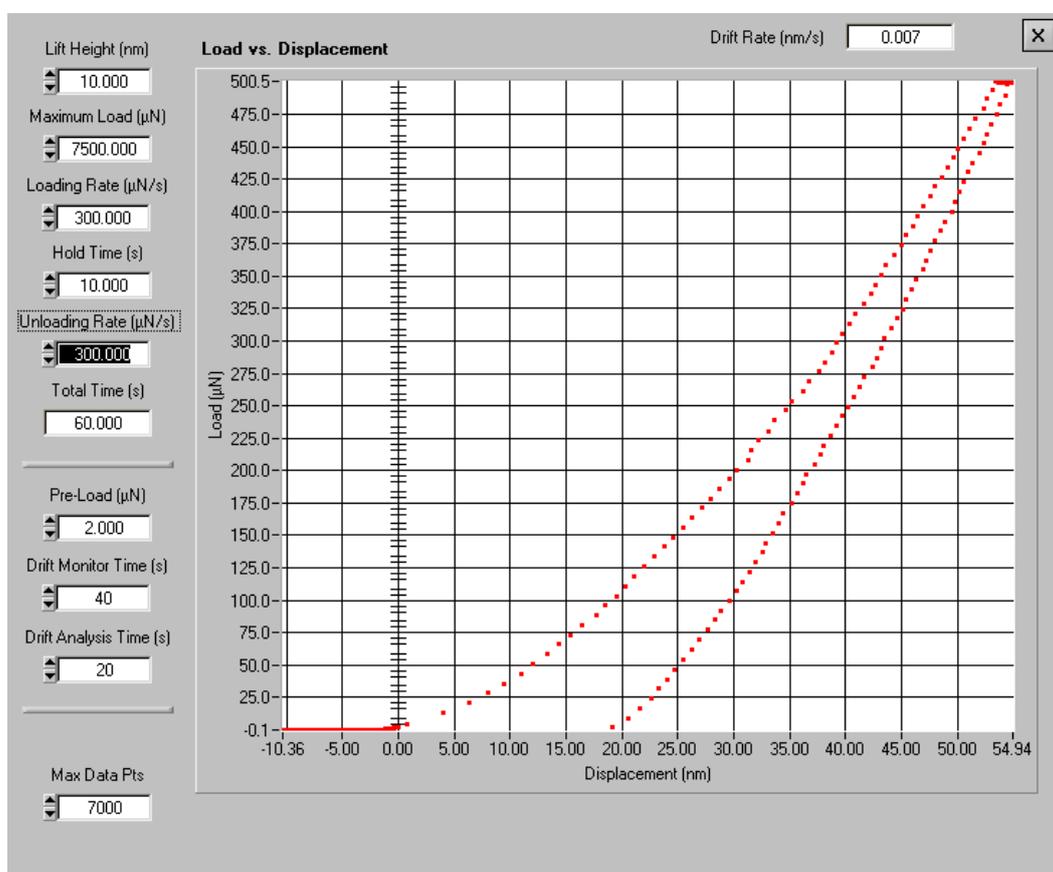


Figura G.3: Curva de carga y descarga para una nanoindentación.

Apéndice H

Análisis de correlaciones lineales entre variables. Fundamentos y escritura de programas.

H.1. Elección de variables a correlacionar.

Para cada perforación se pueden estudiar las siguientes variables.

De los mandriles:

Descripción de la variable	Nombre	Programa que la genera	Sufijo de nombre de archivo
Radio esférico de la punta del mandril.	radios	Radiop.m	*rad.mat
Longitud del mandril desde la referencia en mm.	=max(gx')'	autolepdis.m	(*xy.mat)
Desgaste absoluto en <i>mm</i>	Desgabs	Tribos5.m	*tribos.mat
Desgaste normalizado según NKK en <i>mm</i>	Desgnorm	Tribos5.m	*tribos.mat
Distancia al lugar de la primera perforación en el gráfico de longitud vs radio	No tiene	(Rador.m)	—
Variación de volumen	dvol	Tribos5.m	*tribos.mat
Variación de superficie	dsupa	Tribos5.m	*tribos.mat

De las perforaciones:

Descripción de la variable	Nombre	Programa que la genera	Sufijo de nombre de archivo
Potencia máxima.	mayorp	Perfmesetas.m	*perfmesetas.mat
Potencia promedio.	maxpotf	Perfmesetas.m	*perfmesetas.mat
Amplitud de oscilación de potencia	maxdperf- mindperf	Perfmesetas.m	*perfmesetas.mat
Trabajo plástico consumido.	trab	Leepot.m	*perf.mat
Esfuerzo axial máximo.	meseta	Plotschax.m	*perf.mat
Esfuerzo axial promedio.	mesetff	Plotschax.m	*perf.mat
Trabajo de la componente axial de la fuerza de roce.	trabroce	Plotschax.m	*perf.mat
Primera pendiente de la fuerza axial.	pend1	Pendaxial.m	*perf.mat
Segunda pendiente de la fuerza axial.	pend2	Pendaxial.m	*perf.mat
Fuerza a la que cambia de pendiente la curva de fuerza axial.	faxial1	Pendaxial.m	*perf.mat
Tiempo entre perforaciones	tep	Leepot.m	*perf.mat

Las dieciséis variables restantes entre las dieciocho seleccionadas pueden identificarse en tres gráficos: potencia instantánea versus tiempo, fuerza axial instantánea versus tiempo y longitud de mandril versus tiempo. En el gráfico de potencia instantánea en función del tiempo para cada perforación (figura [H.1](#)) se pueden indentificar seis variables más: tiempo entre perforaciones (3), potencia máxima (10) y promedio (11), trabajo consumido (2), máximo (12) y mínimo (13) de oscilación de potencia.

H.2. Técnica de análisis estadístico por correlación lineal.

Dado un gráfico de X vs Y denominado diagrama de dispersión se puede interpolar mediante diversas funciones la relación buscada entre las variables, llamada correlación. En el caso de una correlación lineal, la función utilizada es una recta. La técnica más utilizada para averiguar sus coeficientes es la de mínimos cuadrados, obteniendo la recta de regresión:

$$Y = a_0 + a_1 \cdot X \tag{H.1}$$

Si Y_{est} representa el valor de Y estimado por la ecuación [H.1](#) para valores de X dados, una medida de la dispersión alrededor de la recta de regresión

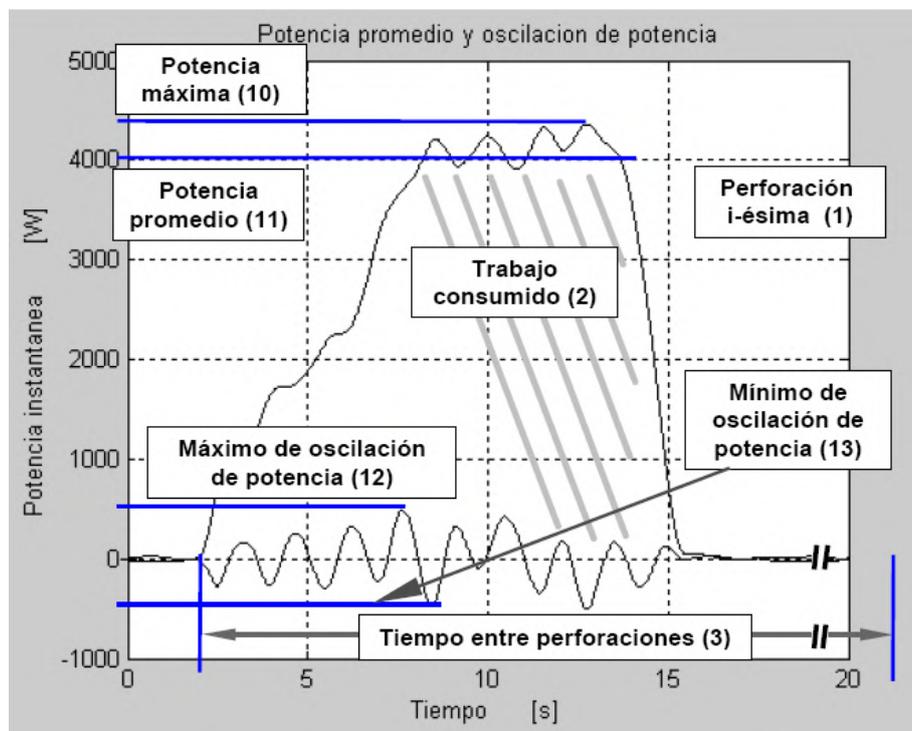


Figura H.1: Variables identificadas en el gráfico de potencia instantánea en función del tiempo.

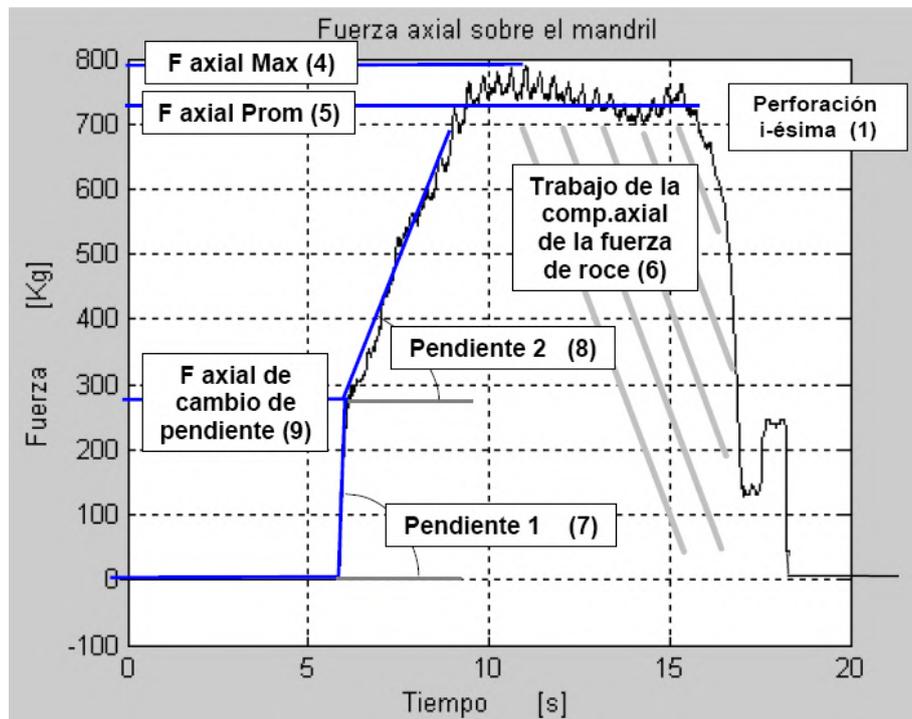


Figura H.2: Variables identificadas en el gráfico de fuerza axial en función del tiempo.

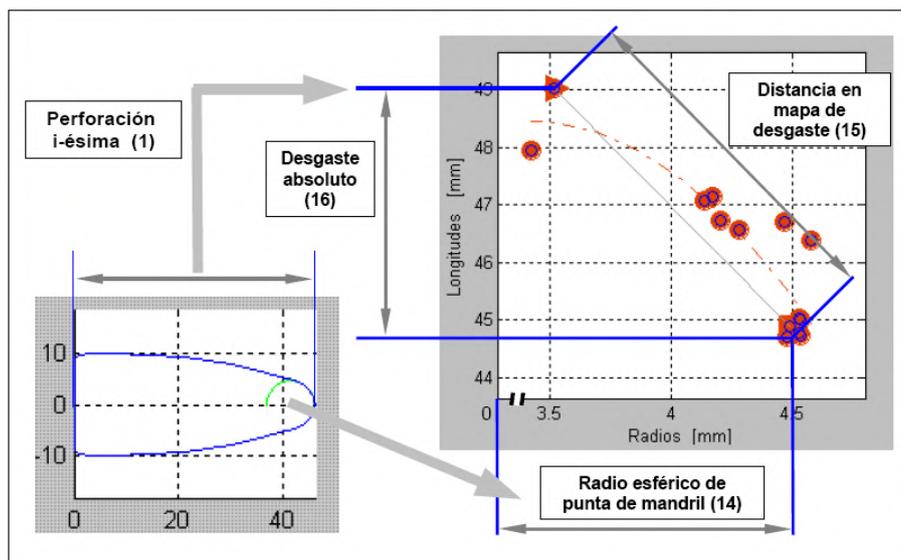


Figura H.3: Variables identificadas en el mapa de desgaste.

de Y sobre X es:

$$S_{Y \cdot X} = \sqrt{\frac{\Sigma(Y - Y_{est})^2}{N}} \quad (\text{H.2})$$

Y se llama error típico de la estima de Y sobre X . Esta ecuación se puede utilizar modificada para muestras de N datos donde $N \leq 30$ multiplicando:

$$\hat{S}_{Y \cdot X} = S_{Y \cdot X} \cdot \sqrt{\frac{N}{N-2}} \quad (\text{H.3})$$

La variación total de Y se define como $\sigma(Y - \bar{Y})^2$, es decir, la suma de los cuadrados de las desviaciones de los valores de Y de su media \bar{Y} .

$$\sigma(Y - \bar{Y})^2 = \sigma(Y - Y_{est})^2 + \sigma(Y_{est} - \bar{Y})^2 \quad (\text{H.4})$$

El primer término del segundo miembro se llama variación no explicada (estas desviaciones tienen un patrón no previsible) y el segundo se llama variación explicada (estas desviaciones tienen un patrón definido)

El coeficiente de correlación es:

$$r = \pm \sqrt{\frac{\text{variación explicada}}{\text{variación total}}} = \pm \sqrt{\frac{\sigma(Y_{est} - \bar{Y})^2}{\sigma(Y - \bar{Y})^2}} \quad (\text{H.5})$$

Este coeficiente se utiliza positivo para correlaciones positivas y negativo para las negativas, lo que indica una pendiente negativa en el diagrama de dispersión. La desviación típica de Y es

$$S_Y = \sqrt{\frac{\Sigma(Y - \bar{Y})^2}{N}} \quad (\text{H.6})$$

Se puede escribir r como:

$$r = \sqrt{1 - \frac{S_{Y \cdot X}^2}{S_Y^2}} \quad (\text{H.7})$$

Se utilizan las siguientes ecuaciones para calcular el coeficiente de correlación y la covarianza:

$$r = \frac{\Sigma x \cdot y}{\sqrt{\Sigma x^2 \cdot \Sigma y^2}} \quad (\text{H.8})$$

Esta forma contiene el signo de la pendiente de la recta.

La covarianza de la correlación de x sobre y es:

$$cov = \frac{\Sigma x \cdot y}{N} \cdot \sqrt{\frac{N}{N-2}} \quad (\text{H.9})$$

Los datos se normalizan según las medianas de todo el lote de datos previamente al cálculo de las correlaciones. Esta normalización centraliza la mediana a cero y normaliza los valores a la unidad para independizarse de las unidades de cada medición y poder correlacionar variables que poseen diferentes unidades y magnitudes. Debido a que la inclinación de la recta de correlación incide en el coeficiente y en la covarianza (figura [H.7](#)) se realizó un cálculo de cuáles serían los pares coeficiente-covarianza válidos para tener en cuenta según las características de los gráficos de dispersión y, según este criterio, se seleccionaron los óptimos, que resultaron ser 1248 correlaciones. Para averiguar la incidencia de la pendiente de la curva interpoladora en el diagrama de dispersión en los coeficientes de correlación y sus covarianzas se escribió un programa auxiliar que crea datos ficticios según una recta con pendiente definida a la cual se le suma una dispersión prefijada. Con estos datos generados con valores de dispersión conocidos, se calcularon los coeficientes de correlación y las covarianzas y se graficaron a fin de delimitar la zona de criterio de selección de los coeficientes a partir de datos experimentales (Fig. [H.4](#)).

H.3. Proceso de ordenamiento de variables a correlacionar.

Las variables elegidas se encuentran en los archivos:

AAAAMMDDperf.mat

AAAAMMDDxy.mat

AAAAMMDDperfmesetas.mat

AAAAMMDDtribos.mat

AAAAMMDDrad.mat ; donde AAAAMMDD significa el año, el mes y el día de ensayos.

Se escribió el archivo `buscarch.m` para averiguar si existen o no los archivos a buscar y se corroboró la existencia de todas las variables en cada uno de ellos. Se escribió el programa `cruzador.m`, que genera un archivo matlab con los resultados en las siguientes variables:

`resultados` (estructura), que contiene:

```
resultados(A,inte).coef=coeficientes;
resultados(A,inte).resi=S.normr;
resultados(A,inte).varx=J1;      % indice a la variable del eje x.
resultados(A,inte).vary=J2;     % indice a la variable del eje y.
archdumps(A).nom;              % nombres de los archivos de cada
                                % secuencia, formato string.
nomvars(J1).nom;               %nombres de las variables, formato
                                % string.
```

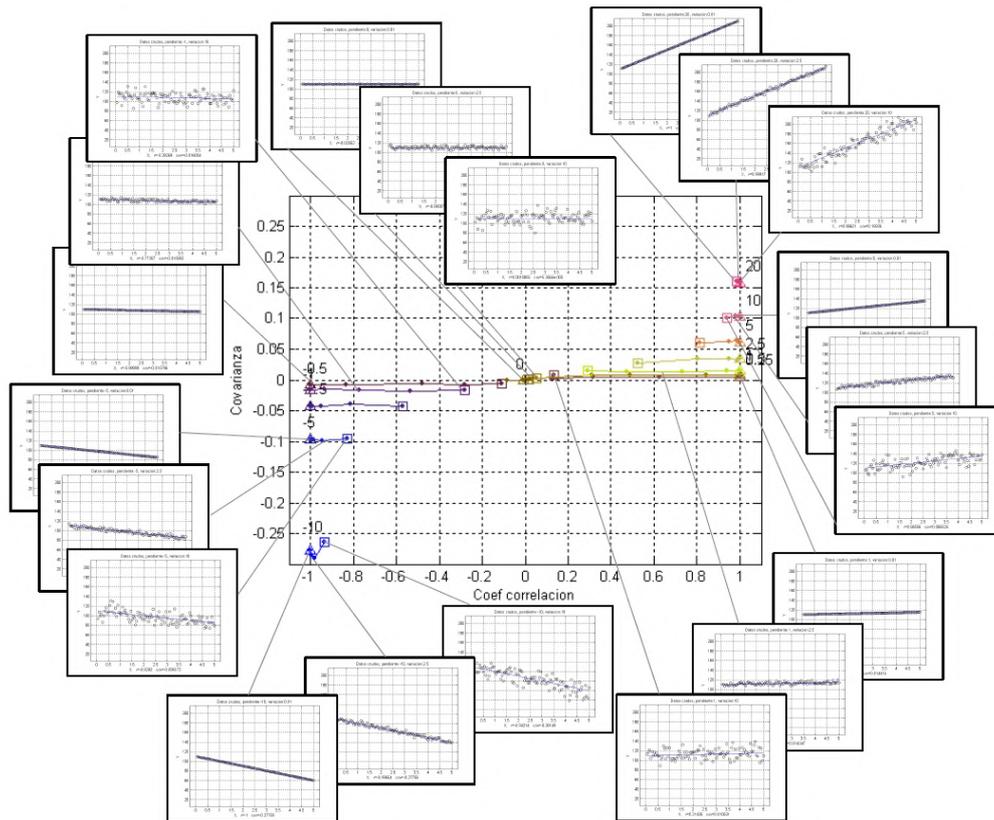


Figura H.4: Gráfico de covarianzas vs coeficientes de correlación a partir de datos generados. Alrededor se muestran los gráficos x vs y de datos generados artificialmente para crear el gráfico principal. La dispersión aumenta desde las indicaciones en forma de triángulo hacia las indicaciones en forma de cuadrados, mientras que la pendiente de las rectas en los gráficos x-y se muestran en número en el gráfico central.

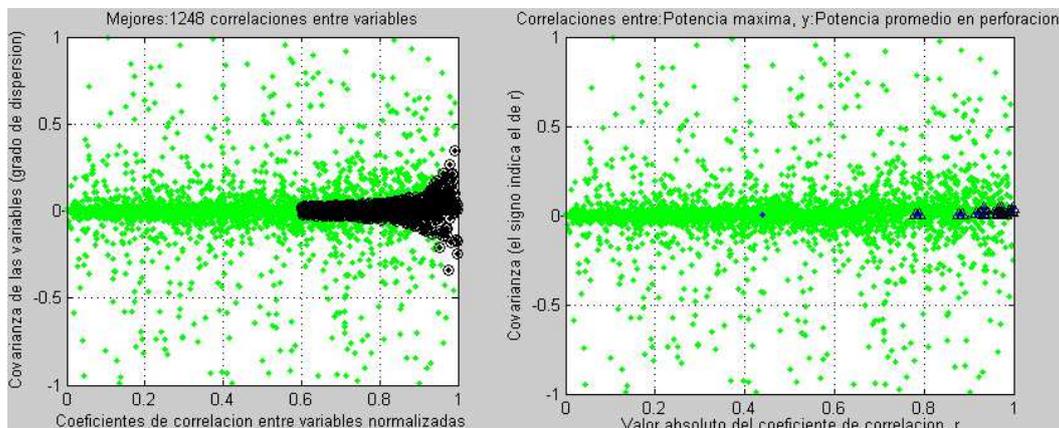


Figura H.5: Pares coeficiente-covarianza elegidos según criterio para establecer relaciones entre variables. En verde se muestran todas las correlaciones calculadas y, en negro, las que están dentro de la zona de correlaciones válidas. A la derecha se muestran con un triángulo hacia arriba todas las correlaciones entre la potencia máxima y la promedio (un triángulo por cada secuencia de perforaciones), mostrando que todas poseen coeficiente positivo, indicador de proporcionalidad directa entre las variables.

'A' es el índice a los archivos de perforaciones, almacenados en la estructura `archdumps(A).nom` y J1 y J2 son los índices a las variables cuyos nombres están en `nomvars(J1).nom`.

Los gráficos a partir de los datos experimentales se crearon tomando el valor absoluto del coeficiente de correlación y el valor real de la covarianza (Fig. H.5). De esta manera se delimitó una zona en forma de cuña simétrica respecto del eje de abscisas y con su mayor porción cerca del valor uno en x y cero en y . Este punto significa la correlación perfecta con la covarianza nula. Alrededor de dicho punto se encuentran los datos en los que es posible basarse para determinar conclusiones válidas.

En el caso de una correlación perfecta (una variable experimental correlacionada consigo misma) los valores del coeficiente de correlación son iguales a la unidad. No obstante, la covarianza puede no ser nula (Fig. H.6).

Se creó el programa `postcruzador2.m`, que elige las mejores correlaciones según el criterio establecido y las ordena en una matriz cuadrada que tiene una longitud igual a la cantidad de variables elegidas, donde cada elemento significa la relación entre dos variables. Esta matriz presentaría la diagonal principal ($i=j$) con todos sus elementos iguales a la cantidad de grupos de datos (secuencias de ensayos de perforación) ya que todos los coeficientes de correlación serían iguales a la unidad. Esta matriz es exportada a un documento de OpenOfficeCalc® en donde se reordena y se pueden destacar las más importantes cantidades de correlaciones mayores al coeficiente elegido

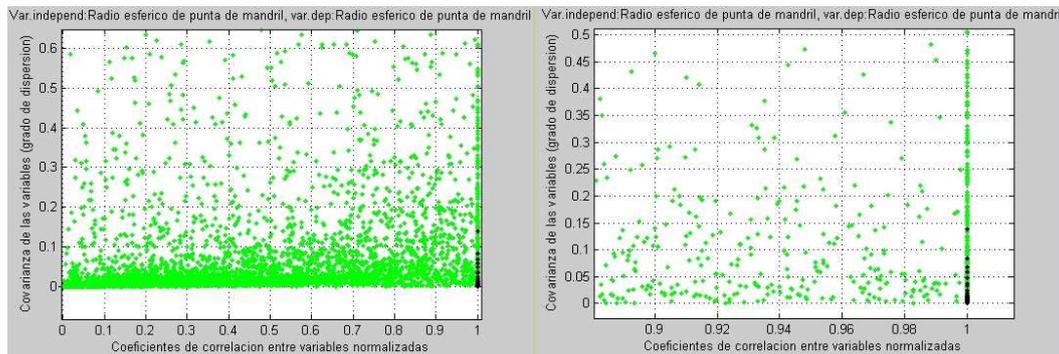


Figura H.6: Gráfico de covarianzas vs correlaciones en el que se muestra, en negro, una variable correlacionada consigo misma. Se puede apreciar que aunque la correlación es perfecta, la covarianza muestra ser no nula.

para pares de variables (Fig. H.8).

Se destacaron en la tabla (Fig. H.8) las correlaciones entre variables que no están aparentemente directamente relacionadas. Si bien existe gran cantidad de correlaciones dentro de las seleccionadas, muchas de ellas son relativamente esperables, por ejemplo: potencia máxima y potencia promedio (28 correlaciones) ya que son variables íntimamente relacionadas entre sí.

H.4. Análisis de correlaciones.

Dentro de las correlaciones esperadas, se pudo determinar que existe una correlación positiva entre el trabajo plástico consumido y la potencia máxima y promedio, así como también existe con los valores mínimos y máximos de oscilación de potencia. Se puede inferir que la perforación con grandes amplitudes de oscilación de potencia implican un consumo de energía mayor. También se observó la fuerte correlación entre potencia máxima y promedio. Este hecho significa que la forma de la curva se mantiene cuando su valor máximo varía. No se observó una cantidad significativa de correlaciones con valor mayor a 0,6 entre el tiempo entre perforaciones y alguna otra variable. En el gráfico de esfuerzo axial en función del tiempo para cada perforación (figura H.2) se identifican las siguientes variables: fuerza axial máxima (4) y promedio (5), trabajo de la componente axial de la fuerza de roce (6), pendientes uno (7) y dos (8) de la curva al inicio de la perforación y valor de fuerza axial de cambio de pendiente de la curva (9). Las correlaciones esperadas dentro del grupo de variables identificadas en este gráfico son las siguientes: tanto la fuerza axial máxima como la promedio se correlacionan positivamente con el trabajo de la componente axial de la fuerza de roce y entre sí, así como con la fuerza de cambio de pendiente de la curva. La pen-

diente 1 correlaciona positivamente con la fuerza de cambio de pendiente de la curva. En el mapa de desgaste se pueden identificar las siguientes variables: número de perforación (1), radio esférico de punta de mandril (14), distancia en el mapa de desgaste de la perforación i -ésima a la inicial (15) y desgaste absoluto del mandril (16).

Las correlaciones no esperadas se establecen tanto entre variables del mismo gráfico como entre gráficos. Se encontró una fuerte correlación negativa entre la primera y la segunda pendiente de la curva de fuerza axial sobre el mandril. Estos valores están directamente relacionados con el inicio de la perforación, ya que la primer parte de la curva de esfuerzo axial registra las variaciones de esta variable a medida que las primeras secciones del tocho son perforadas y posteriormente laminadas oblicuamente entre cilindros y mandril. Es de destacarse la gran cantidad de correlaciones positivas con el radio esférico de la punta del mandril (variable 14). Dicha variable correlaciona positivamente con las siguientes: fuerza axial máxima y promedio, primera pendiente y fuerza de cambio de pendiente de la curva de fuerza axial, trabajo de la componente axial de la fuerza de roce y fuerzas axiales máxima y promedio. Asimismo, correlaciona negativamente con la segunda pendiente de la curva de fuerza axial.

Asimismo, se encontró correlación positiva entre la fuerza axial de cambio de pendiente y el trabajo plástico consumido. Se puede determinar entonces que existe una relación, a determinarse cuantitativamente, entre las características geométricas del mandril y las variables registradas en tiempo real, sobre todo en el registro del esfuerzo axial.

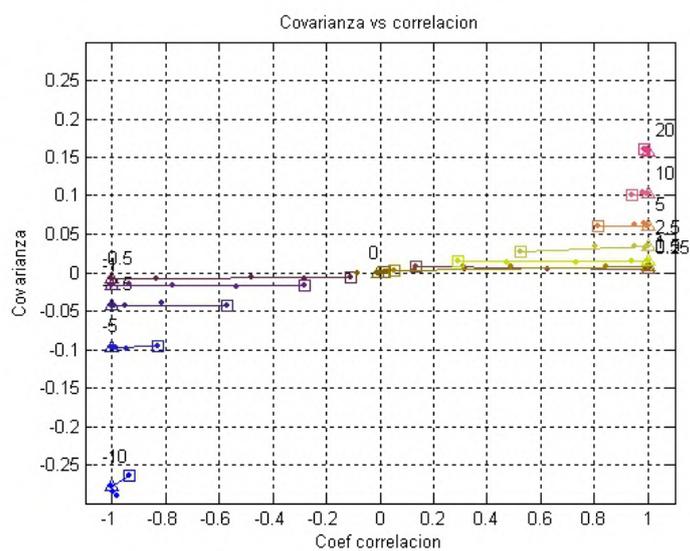


Figura H.7: Coeficientes de correlación y covarianzas según pendientes de las rectas de correlación de diagramas de dispersión de los datos normalizados. La dispersión aumenta desde las indicaciones en forma de triángulo hacia las indicaciones en forma de cuadrado.

	18	17	16	15	14	13	12	11	10	9	8	7	6	5	4	3	2
1, :Numero de perforacion	0	0	0	0	8	0	1	2	2	0	0	1	3	3	7	0	2
2, :trabajo plastico consumido	0	0	1	1	7	10	6	20	19	8	5	4	13	14	16	4	↑
3, :Tiempo entre perforaciones	0	0	0	0	2	1	0	5	2	1	0	1	5	4	4	↑	↳ 2, :trabajo plastico consumido
4, :Fuerza axial maxima en perforacion	0	0	1	2	6	7	4	12	10	11	5	8	20	22	↑	↳ 3, :Tiempo entre perforaciones	
5, :Fuerza axial promedio en perforacion	0	0	0	2	6	5	3	9	8	10	4	9	19	↑	↳ 4, :Fuerza axial maxima en perforacion		
6, :Trabajo de la fuerza de roce axial	0	0	0	0	9	4	3	7	8	13	4	8	↑	↳ 5, :Fuerza axial promedio en perforacion			
7, :Primera pendiente de fuerza axial	0	0	1	0	10	2	2	5	4	12	6	↑	↳ 6, :Trabajo de la fuerza de roce axial				
8, :Segunda pendiente de fuerza axial	0	0	0	1	8	0	1	6	5	8	↑	↳ 7, :Primera pendiente de fuerza axial					
9, :Cambio de pendiente de fuerza axial	0	0	0	1	10	1	4	5	6	↑	↳ 8, :Segunda pendiente de fuerza axial						
10, :Potencia maxima	0	0	1	4	5	7	2	28	↑	↳ 9, :Cambio de pendiente de fuerza axial							
11, :Potencia promedio en perforacion	0	0	0	1	5	9	3	↑	↳ 10, :Potencia maxima								
12, :Maximo de oscilacion de potencia	0	0	0	0	4	2	↑	↳ 11, :Potencia promedio en perforacion									
13, :Minimo de oscilacion de potencia	0	0	0	0	2	↑	↳ 12, :Maximo de oscilacion de potencia										
14, :Radio esferico de punta de mandril	0	1	10	17	↑	↳ 13, :Minimo de oscilacion de potencia											
15, :Distancia en mapa de desgaste	0	0	4	↑	↳ 14, :Radio esferico de punta de mandril												
16, :Desgaste absoluto	0	0	↑	↳ 15, :Distancia en mapa de desgaste													
17, :Variacion de volumen de mandril	0	↑	↳ 16, :Desgaste absoluto														
18, :Variacion de superficie de mandril	↑	↳ 17, :Variacion de volumen de mandril															
		↳ 18, :Variacion de superficie de mandril															

Figura H.8: Tabla de cantidades de correlaciones con coeficiente mayor a un criterio establecido. En rojo se indican las cantidades que no fueron relativamente esperables.

Apéndice I

Implementación del análisis de datos mediante mapas auto organizados de Kohonen.

I.1. Generalidades de las Redes Neuronales.

Existen numerosos métodos de análisis de datos multivariantes. El método de inteligencia artificial basado en redes neuronales presenta ventajas respecto de otros métodos de organización y análisis de datos [50].

Una red neuronal es un sistema de cálculo formado por procesadores elementales (las neuronas) interconectados. Una red neuronal artificial (RNA) trata de emular el comportamiento del cerebro humano con el propósito de clasificar y analizar patrones complejos. A las redes neuronales se les presentan datos de entrada (un vector de valores que toman las diferentes variables) y ofrecen una salida que permite modelizar con esos datos con diferentes fines.

Las redes aprenden de los datos a través de un proceso de entrenamiento. Según este proceso, las redes neuronales artificiales entran en dos categorías principales: supervisadas y no supervisadas. Esta clasificación tiene en cuenta el tipo de datos requeridos para la etapa de entrenamiento. Las redes supervisadas requieren conocimiento previo acerca de las salidas deseadas para cada dato de entrada. Estas redes aprenden en base a los errores que se van registrando en relación con las salidas deseadas. Las redes neuronales que se basan en el paradigma de aprendizaje no-supervisado no requieren datos de salida. Los datos se presentan a la red y son procesados con algún objetivo, por ejemplo, su agrupamiento.

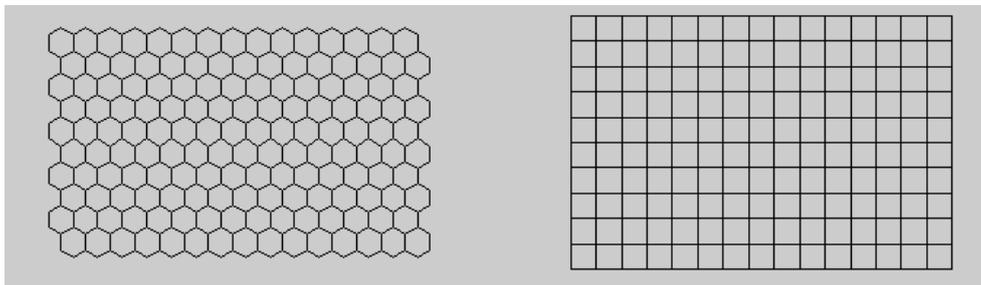


Figura I.1: Algunas formas de las redes neuronales auto organizadas.

I.2. Introducción a los Mapas auto organizados (SOM: Self Organizing Maps)

Qué es un Mapa Auto Organizado

Un mapa auto organizado [49, 51] consiste en un arreglo de neuronas artificiales, también llamadas células del mapa, generalmente cuadradas o hexagonales, distribuidas en una matriz de dos o tres dimensiones. Esta organización se asemeja a la corteza cerebral, puesto que unidades adyacentes del mapa responden de manera similar a estímulos similares.

Utilización de mapas auto organizados

Los mapas auto organizados o mapas de Kohonen [49] son una de las redes neuronales artificiales más populares. Es una herramienta muy poderosa de análisis de datos presentados a través de gran cantidad de variables. Los datos se muestran en una grilla bidimensional que guarda la misma topología que el conjunto de datos multidimensional y que puede ser utilizada como base para diferentes visualizaciones que permiten descubrir agrupamientos y correlaciones, reconocer patrones, etc., y han sido exitosamente utilizados en gran cantidad de aplicaciones como procesamiento de imágenes, monitoreo de procesos, detección prematura de fallas, etc [52, 53, 54, 55].

Los mapas auto organizados o redes neuronales auto organizadas se basan en el aprendizaje no supervisado y competitivo [56]. Los mapas auto organizados son un tipo de red neuronal de capa única con la característica particular de que las celdas o células modifican iterativamente un vector interno (vector prototipo) asociado a cada una de ellas, en el espacio multidimensional de acuerdo con los datos de entrenamiento. Al conjunto de vectores internos, o vectores prototipo se los denomina **codebook**.

I.3. Etapas del proceso de análisis de datos mediante Mapas auto organizados (SOM)

1. Preparación de los datos: Los datos de entrenamiento se normalizan, generalmente en el rango -1 a +1, para que todas las variables tengan contribuciones similares en los procesos matemáticos involucrados.
2. Inicialización del codebook: Se asignan valores iniciales para los vectores del codebook (tabla de vectores prototipo) según un criterio matemático adecuado.
3. Entrenamiento de la red auto organizativa: los vectores del codebook se modifican iterativamente según se van presentando los datos de entrenamiento. Se va produciendo un agrupamiento de datos similares en determinadas regiones del mapa.
4. Control de calidad: se detiene o no el proceso de entrenamiento, de acuerdo con un criterio específico. Generalmente, se detendrá el proceso de entrenamiento cuando el codebook prácticamente no se vea modificado.
5. Visualización del mapa entrenado: existen muchas maneras diferentes de visualizar los datos, dependiendo el tipo de análisis requerido.

I.4. Etapas para la implementación del método de análisis.

Inicialización.

Cada 'célula' w_j contiene un vector prototipo con tantas componentes como variables existen en el grupo de datos a analizar (vectores de entrada). Un método de inicialización consiste en asignar a los vectores prototipo de la red valores aleatorios antes de comenzar el proceso de entrenamiento. Otro método adecuado que tiene grandes ventajas es la inicialización lineal, en la que el codebook toma valores similares a los datos de entrenamiento.

Entrenamiento.

Para trabajar con mapas auto organizados se emplean algoritmos matemáticos y se realizan dos etapas: la primera, de aprendizaje, también llamada de entrenamiento o auto organización y la segunda, subsiguiente, de consulta o estimulación. El tiempo de entrenamiento se indica en épocas,

siendo una época equivalente al entrenamiento de la red con todos los datos. La cantidad de épocas necesarias para un adecuado entrenamiento es directamente proporcional a la relación entre la cantidad de células del mapa y la cantidad de vectores. Durante la primera etapa, de entrenamiento, los vectores que conforman el conjunto de datos de entrada, son secuencialmente *presentados* a la red. Esta presentación involucra el cálculo de algún tipo de distancia n-dimensional generalmente euclídeana entre el vector prototipo de cada célula y cada vector de entrenamiento. Las componentes de los vectores prototipo, o vectores de pesos sinápticos, son modificadas para acercarse más a los datos de entrada según un criterio de similitud. La célula cuyo vector de pesos sinápticos sea más cercano al vector de datos en estudio se denomina BMU (Best Matching Unit) y determina según la expresión siguiente, eq. [I.1](#):

$$c = c(x(t)) = \arg \min [|x(t) - w_j|^2] \quad (\text{I.1})$$

En donde:

$x(t)$ es el vector del cual se quiere conocer la BMU y

w_j es el vector de pesos sinápticos de la neurona j (vector prototipo).

Durante el proceso de entrenamiento, el vector de pesos sinápticos de la BMU y de las celdas vecinas son modificadas en cada iteración, según la expresión [I.2](#):

$$w_i(t+1) \leftarrow w_j(t) + \eta(t) \cdot h_{ji}(t) \cdot [x(t) - w_j(t)] \quad (\text{I.2})$$

En donde:

t es el número de iteración,

j es el índice de la neurona considerada en la iteración,

w_j es el vector de pesos sinápticos de la neurona (vector prototipo),

$\eta(t)$ la constante de aprendizaje,

$h_{ji}(t)$ una función que define la vecindad centrada en la BMU y

$x(t)$ es el vector de entrenamiento.

Es necesario definir a qué se denomina vecindad de una célula o cuáles son las células vecinas. Se define vecindad de la BMU a las células de la red bidimensional o tridimensional que se encuentran dentro de un entorno de la BMU según la expresión siguiente [I.3](#):

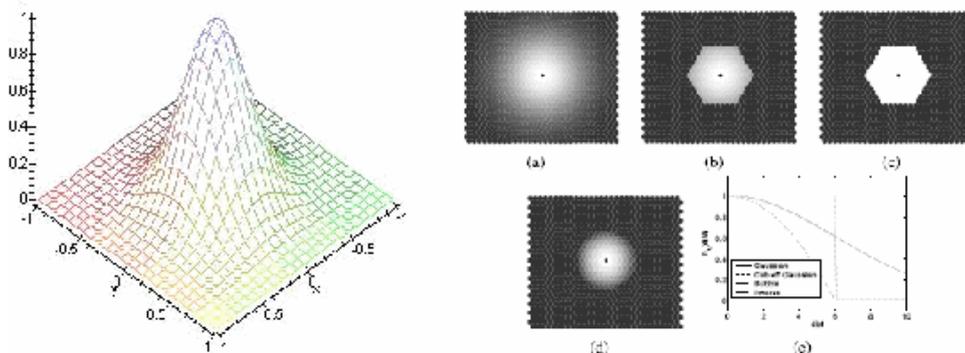


Figura I.2: Funciones vecindad para las células de la red neuronal auto organizada. a) Gaussiana, b) Gaussiana recortada, c) Tipo burbuja, d) Inversa. e) Variación de la función con el radio respecto de la celda.

$$h_{ci}(t) = \exp \left[-\frac{\delta_{ci}^2}{2 \cdot r(t)^2} \right] \quad (\text{I.3})$$

En donde:

δ_{ci} es la distancia topológica (en el mapa) entre las células c e i en el mapa bidimensional,

$r(t)$ es el radio de la vecindad en el tiempo t .

El radio $r(t)$ es una función monótonicamente decreciente con el tiempo, siendo su valor inicial dependiente del tamaño del mapa y su valor final igual a la unidad.

De esta manera, a través del proceso de entrenamiento, las células cuyos vectores de pesos sinápticos son similares resultan agrupadas en el espacio multidimensional debido a la modificación de los vectores de las celdas topográficamente vecinas en el espacio bidimensional. Este proceso de entrenamiento se repite hasta que no se aprecian cambios considerables en el codebook según un criterio apropiado. En este sentido, se define una medición, el error de cuantización, que representa la distancia de la BMU a cada segunda BMU para cada vector del conjunto de datos.

Visualización del mapa entrenado. Mapas de componentes y U-Matrix.

Una vez concluido el entrenamiento, se procede a la visualización de los valores de los vectores prototipo que permitan obtener conclusiones acerca

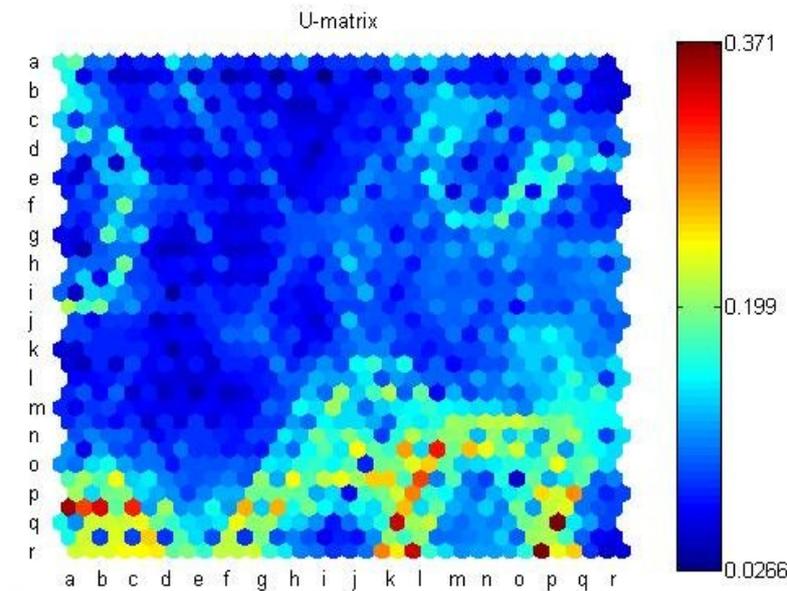


Figura I.3: U-Matrix, de distancias entre celdas.

del agrupamiento del conjunto de datos. La potencialidad de los mapas auto organizados reside en la capacidad de mostrar la topología de un conjunto de datos multidimensionales en un plano bidimensional, lo que se denomina isomorfismo.

Se ha desarrollado gran cantidad de formas de visualizar los resultados de un mapa entrenado. La elección de una adecuada visualización dependerá del tipo de conclusiones que se quieran obtener. La U-matrix representa, según un código de colores o de escala de grises, la distancia en el espacio multidimensional entre los vectores prototipo de dos células adyacentes. Esto permite determinar agrupaciones entre los datos y, por ende, establecer relaciones entre ellos. Otra visualización muy interesante es la de los planos de componentes, los cuales permiten analizar el comportamiento del conjunto de variables entero. En estas representaciones se elabora un mapa por cada variable, con celdas coloreadas de acuerdo con el valor de la componente de su vector prototipo para la variable en estudio. De esta manera, es posible analizar asociaciones entre componentes de los vectores de entrada, detectando y estableciendo patrones y obteniendo conclusiones acerca de los agrupamientos resultantes. Cada mapa de componentes presenta una barra vertical mostrando el rango de valores que la variable abarca. Existe la posibilidad de visualizar y analizar a través de sus BMUs en qué lugar del mapa se encuentran ubicados los datos una vez entrenada la red. Esto se

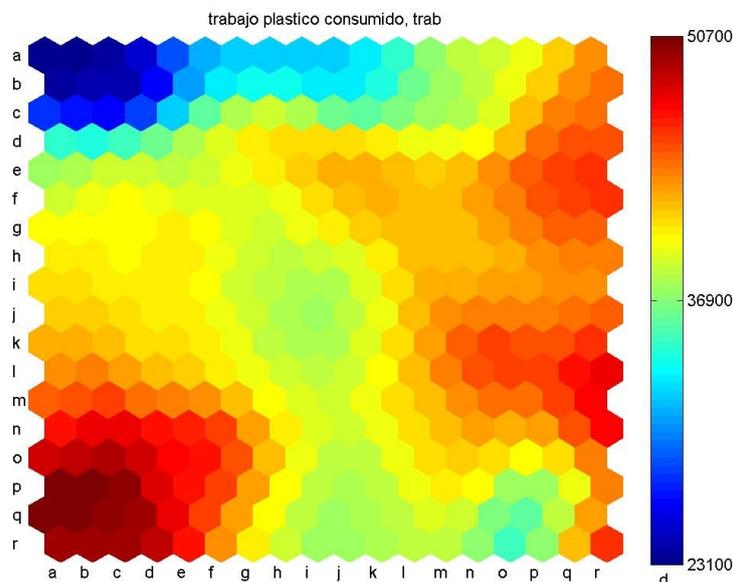


Figura I.4: Mapa de Kohonen entrenado mostrando los valores que toman las células para una variable (trabajo plástico consumido).

denomina impacto de los vectores. Se puede establecer entonces una relación de similitud entre vectores que impacten en las mismas células de la red o en zonas topológicamente cercanas. La ventaja de este método de análisis es que no sólo muestra correlaciones lineales entre las variables, sino que estas correlaciones entre variables pueden ser no lineales o parciales. Asimismo, las variables pueden ser distribuidas o arregladas de diferentes maneras para facilitar la búsqueda de dichas correlaciones. Una célula o celda en un mapa de variable mantiene su posición para todos los demás mapas. Esto significa que observando la misma región de todos los mapas se pueden encontrar diferentes valores para cada variable, estableciendo así la correlación, si es que existe, entre los parámetros estudiados [57].

I.5. Implementación.

Los mapas auto organizados son obtenidos utilizando un grupo de funciones específicas para el lenguaje del software Matlab® ofrecido por la Universidad de Tecnología de Helsinki [58], (Helsinki University of Technology, Laboratory of Computer and Information Science Neural Networks Research Centre, Helsinki, Finland).

Se desarrolló un grupo de programas especialmente para operar con los

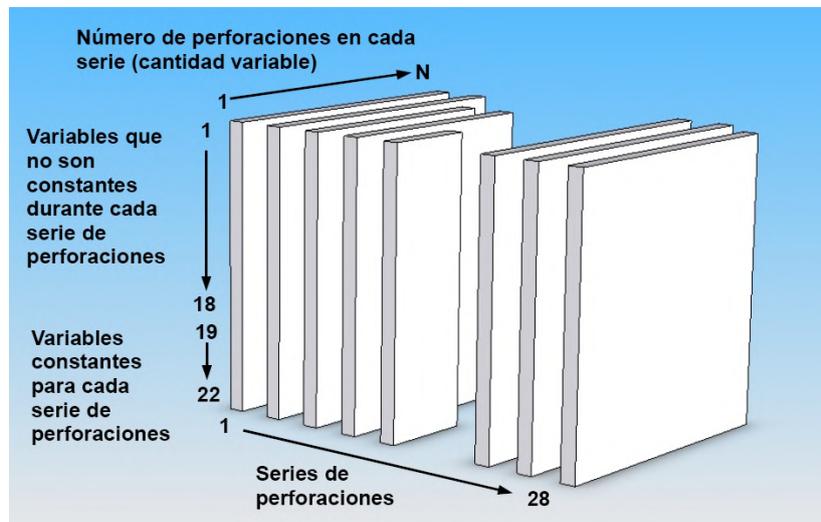


Figura I.5: Estructura de datos de perforaciones generados por el sistema de archivos de post procesamiento.

datos obtenidos de experimentación de perforación Mannesmann a escala de laboratorio y el mencionado grupo de funciones para el paquete Matlab®.

Aplicación de los mapas auto organizados al tema en estudio. Organización de los datos obtenidos según las variables registradas.

El entrenamiento se realizó en entorno Matlab® utilizando el conjunto de rutinas para SOM, SomToolBox, de código abierto mencionado anteriormente. La estructura de los datos obtenidos del procesamiento con esta herramienta luego del registro se muestra en la figura [I.5](#).

Las variables registradas para cada serie de perforaciones son las siguientes:

1. Numero de perforación
2. (S) Trabajo plástico unitario consumido [$J \cdot m^{-1}$]
3. (E) Tiempo entre perforaciones [s]
4. Fuerza axial maxima en perforación [$K\vec{g}$]
5. Fuerza axial promedio en perforación [$K\vec{g}$]
6. (S) Trabajo unitario de la fuerza de roce axial [$J \cdot mm^{-1}$]
7. Primera pendiente de fuerza axial [$K\vec{g} \cdot s^{-1}$]
8. Segunda pendiente de fuerza axial [$K\vec{g} \cdot s^{-1}$]
9. Cambio de pendiente de fuerza axial [$K\vec{g}$]

10. Potencia maxima [W]
11. Potencia promedio unitaria en perforación [$W \cdot m^{-1}$]
12. Máximo de oscilación de potencia [W]
13. Amplitud de oscilación de potencia [W]
14. (S) Radio esférico de punta de mandril [mm]
15. Distancia en mapa de desgaste [mm]
16. (S) Desgaste absoluto [mm]
17. Variación de volumen de mandril [mm^3]
18. Variación del radio esférico de mandril [mm]
19. (E) Caudal de agua de refrigeración [$ml \cdot s^{-1}$]
20. (E) Temperatura de horno [$^{\circ}C$]
21. (E) Tiempo de calentamiento [min]
22. Diámetro externo de perforado [mm]
23. Espesor de perforado [mm]
24. Deformación logarítmica radial
25. Deformación logarítmica circunferencial
26. Deformación logarítmica longitudinal
27. Deformación logarítmica generalizada
28. Factor de redundancia
29. Diámetro de mandril en la garganta [mm]
30. Eficiencia de alimentación
31. Stich-zahl
32. Velocidad de deformación en la garganta [s^{-1}]
33. Número de secuencia

Se armó una matriz con todos los valores de las variables registradas, que se muestra en el esquema de la figura [I.6](#). Algunos mapas de variables resultaron ser casi idénticos entre sí para grupos o pares de variables. Las variables asociadas a estos mapas no fueron incluidas en posteriores entrenamientos y se utilizaron solamente las representantes de esos grupos. Se eligió a la variable *Factor de redundancia* como representante de las deformaciones logarítmicas del tocho, ya que su mapa es idéntico al de las variables *Deformación logarítmica radial*, *Deformación logarítmica circunferencial* y *Espesor de perforado* e inversamente idéntico al de la variable *Deformación logarítmica generalizada*. Asimismo se eligió a la variable *Trabajo unitario de la componente axial de la fuerza de roce* frente a *Fuerza axial máxima en perforación* y *Fuerza axial promedio en perforación*; y también *Potencia promedio unitaria en perforación* frente a *Potencia máxima en perforación*.

	B	C	D	E	F	G	H	I	T	U	V	W		
1														
2														
3														
4	1	44206,12	34427	852,8	558,7	9021,25	659,39	88	0,19	12,3	6,35	1266	351	
5	2	47784,22	44635	779,2	830,7	8289,81	756,96	111	0,51	12,3	6,35	1266	351	
6	3	44243,28	60921	822,9	761,8	8662,34	838,39	101		12,3	6,35	1266	351	
7	4	42726,86	52180	803,8	804,5	7700,61	621,5	f		12,3	6,35	1266	351	
8	5	46410,81	45058	779,3	843,7	8421,11	965,5	102,4		12,3	6,35	1266	351	
9	6	42833,55	57400	857,5	891,8	8957,12	609,26	67,7		12,3	6,35	1266	351	
10	1	49108,58	27422	828	939,2	9789,88	659,05	119,71		6,8	6,35	1205	360	
11	2	47976,14	30559		793,2	8282,68	1262,88	98,48	1	6,8	6,35	1205	360	
12	3	47594,69	31209			1191,56	85,2		14			1205	360	
13					9,7	7658,7				1,35		1205		
14						6613,59	1347,43	70			35	1205	360	
15					651,2	647,4	6387,77	1216,14	6	0,82	6,8	35	1205	360
16					695,2	653,4	6577,2	1156,72	f	0,93	6,8	6,35	1205	360
17					616,9	485,2	5261,38	1094,41		3	6,8	6,35	1205	360
18					596,3	582,5	4975,39	1199,63		30	6,8	6,35	1205	360
19					686,1	683,2	6764,54	1401,74	61,2	87	6,8	6,35	1205	360
20					570,3	562,8	5281,69	1287,11	33,8	87	6,8	6,35	1205	360

Figura I.6: Planilla de cálculo que muestra la tabla de datos de perforaciones como vectores de entrenamiento para mapas auto organizados. Se marcó en gris un vector de entrenamiento. Puede apreciarse como algunas de las variables son constantes para cada secuencia de perforación (Ej.: temperatura de horno, sobreaccionamiento del mandril, etc).

También se excluyó del entrenamiento a las variables *Número de perforación* y *Número de secuencia de perforación* porque constituyen sólo indicadores y no parámetros en sí, y además son generadores de agrupamientos en base a factores que no tienen relación con el material, el proceso o algún otro factor de estudio.

I.6. Valoración del comportamiento de los mandriles mediante mapas auto organizados.

Se buscó elaborar una red entrenada que diera cuenta, a través del análisis de los correspondientes mapas por variable y de su U matrix, de los diferentes comportamientos observados en la experimentación en cuanto a modificación del perfil geométrico del mandril y aspecto del mismo, así como también las diferentes condiciones de ensayo.

Durante el ensayo al desgaste de un mandril, se realiza una secuencia de perforaciones que genera sendos vectores a analizar. De esta secuencia se grafica su impacto, bien sobre la U-matrix o sobre el mapa de alguna variable a elección. De esta manera se puede ver, según dónde impactan los datos, cómo evoluciona el mandril a lo largo de su vida útil.

Se elaboró un criterio para la determinación del comportamiento de los

mandriles en base a las variables que dan cuenta de su desgaste. Se tomaron como indicativo del desgaste las variables:

- *Trabajo plástico consumido.*
- *Trabajo de la fuerza de roce axial por unidad de longitud de tocho.*
- *Radio esférico de punta de mandril.*
- *Desgaste absoluto.*

Se determinó un umbral por debajo del cual se considera aceptable el valor de cada variable y, mediante la superposición de las áreas de valores aceptables para cada variable, se determinó una zona en donde los valores fueran más cercanos al óptimo para las variables elegidas. Este umbral es igual al 20% inferior del rango de valores que toma cada variable elegida según los datos de entrenamiento.

Esta región de la red neuronal se denomina 'zona óptima'.

Se escribió un programa en entorno Matlab® para determinar automáticamente cuáles zonas de los mapas de Kohonen fueron las zonas óptimas según las variables elegidas, los valores umbral para esas variables, y el peso relativo en la elección. Este programa, `zonaobj.m` entrega como resultado valores entre 0 y 1 (siendo el valor 1 el óptimo) para cada secuencia de perforación. Posteriormente, el programa `objetivos.m` muestra todos los nombres de las secuencias analizadas en orden decreciente de comportamiento y su valor de optimidad.

Se estableció un criterio para definir la zona óptima en base a las cuatro variables que determinan el desgaste del mandril:

En la figura [L.7](#) se muestra una serie de impactos para un mandril sobre cuatro variables elegidas.

Se excluyó del criterio a la variable *Factor de redundancia* ya que sus zonas de valor mínimo coincide con zonas de altos valores en mapas de variables críticas como *Radio esférico de punta de mandril* y *Trabajo de la componente axial de la fuerza de roce*

I.7. Potencialidad del método de análisis desarrollado.

Luego del entrenamiento, se pueden establecer visualmente relaciones entre los parámetros del proceso y las variables que resultan del mismo.

Dado que los datos se agrupan por similitud en el espacio de la red bidimensional pero conservando la topología del espacio multidimensional de las variables, es posible afirmar que ciertos valores de algunas variables y que

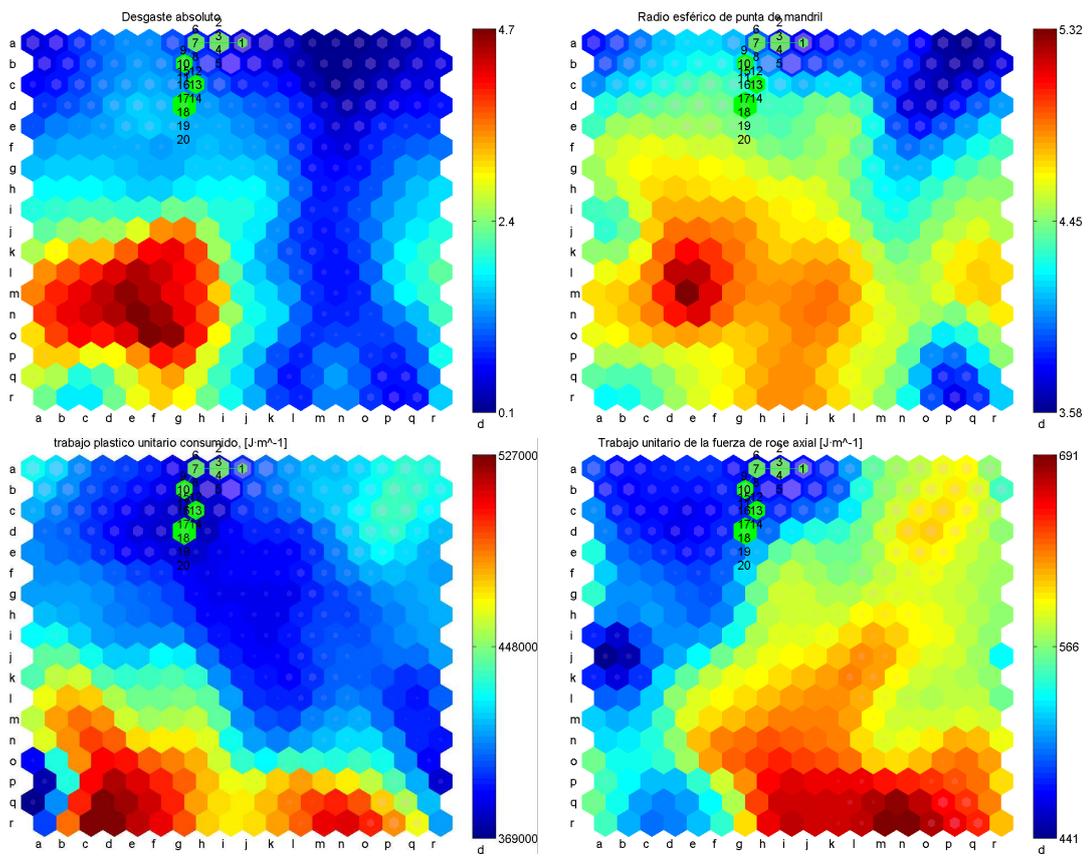


Figura I.7: Serie de impactos sobre mapas de cuatro variables. Puede apreciarse la zona óptima sombreada sobre las celdas que la componen, siendo su opacidad y tamaño proporcional a su proximidad al óptimo comportamiento.

son parámetros iniciales del proceso industrial o de laboratorio, agrupados en zonas determinadas de la red, coinciden con valores específicos de variables correspondientes al desgaste de los mandriles.

De esta manera, se puede asegurar que determinados parámetros iniciales del proceso configuran un final predecible para la historia del mandril.

Esto constituye una herramienta rápida, útil y muy versátil para implementar a plena escala, dado que sus datos son perfectamente adaptables a otras variables que no se manejan en laboratorio y obedeciendo a criterios más comúnmente empleados en la industria, como por ejemplo, la tolerancia dimensional del producto final, variables asociadas a la terminación superficial del mismo, etc.

Apéndice J

Aleaciones resistentes a altas temperaturas y superaleaciones.

J.1. Aleaciones base Hierro coladas resistentes a altas temperaturas.

Estas aleaciones son fundidas generalmente en hornos de arco eléctrico, aunque el proceso de desoxigenación por Argón y Oxígeno es utilizado. La reacción Oxígeno-Carbono es favorecida por el descenso de la presión parcial del CO al adicionar Argón, por lo que se aumenta la remoción de Carbono del metal líquido. Las aleaciones que requieren concentraciones más estrictas son fundidas a veces en hornos de inducción en vacío, seguidos de refinado al vacío en horno de arco. La fundición en vacío favorece las propiedades sensibles a los cambios en la microestructura, como resistencia a la fatiga, ductilidad y resistencia al impacto.

El efecto sobre la tensión de fluencia es despreciable, es decir, no hay prácticamente diferencia entre ambos métodos. En el rango de temperaturas en donde las propiedades elásticas predominan, el cual varía entre 315 a 540°C dependiendo de la aleación, el esfuerzo máximo no debe exceder 1/2 de la tensión de fluencia última o 5/8 de la de fluencia al 0,2% de deformación plástica. En el rango de temperaturas en donde las propiedades plásticas predominan, las tensiones máximas deberán ser menores a la que produce creep a una tasa de 1% cada 100000h o la tensión de ruptura para una vida de 100000 horas. En el rango intermedio en donde ambas propiedades tienen el mismo protagonismo la tensión admisible debe ser determinada por una curva suave que una las propiedades de ambos rangos. Las curvas de tensión de rotura, fluencia, creep y fluencia última (tensile strength) deben ser representadas como función de la temperatura para determinar cuáles son

las que gobiernan en cada rango.

Aleaciones coladas de base Hierro aleadas con Cromo.

Contienen 9% o 28% de Cromo, aunque algunas aleaciones contienen algo de Níquel. Son utilizadas principalmente por su resistencia a la oxidación; tienen baja resistencia mecánica a elevadas temperaturas. Pueden presentar bajos niveles de Níquel como segundo aleante. Sus microestructuras son principalmente ferríticas o martensíticas, dependiendo de la historia termomecánica, aunque en algunos casos puede presentarse algo de austenita retenida.

Aleaciones coladas de base Hierro aleadas con Cromo y Níquel.

En estas aleaciones el contenido de Cromo es mayor al de Níquel. La presencia de este último mejora las propiedades de ductilidad y tenacidad a altas temperaturas. Por su característica de retardar la transformación de austenita a ferrita o a martensita presentan, en su microestructura, ambas fases a temperatura ambiente. Algunas de estas aleaciones son propensas a la formación de fase σ en la ferrita luego de exponerlas a temperaturas de más de 760°C por largos períodos de tiempo. Esta fase provoca una caída de la ductilidad. Por sus composiciones, estas aleaciones son versiones coladas, con sus modificaciones adecuadas, de algunos aceros inoxidable.

Aleaciones coladas de base Hierro aleadas con Níquel y Cromo.

Con el aumento de Níquel descende la absorción de carbono en atmósferas carburantes, descende la tensión de fluencia a altas temperaturas, aumenta la resistencia al choque térmico y a la fatiga (aumenta la ductilidad). Con el aumento del porcentaje de Cromo aumenta la resistencia a la corrosión y oxidación. Con el aumento del porcentaje de Carbono, se eleva la tensión de fluencia a altas temperaturas y aumenta la dureza de la martensita. Con el aumento porcentual del Silicio descende la resistencia a altas temperaturas pero aumenta algo la resistencia a la absorción de carbono.

Aleaciones coladas base Níquel.

Este tipo de aleaciones tiene como principal elemento al Níquel, en combinación con menores proporciones de aleantes. Cuenta normalmente con una pequeña adición de Titanio y/o Aluminio en su composición. Esto provoca la precipitación de una fase llamada γ' , cúbica centrada en las caras, la

cual es altamente coherente con la matriz. Tiene un efecto reforzador en la microestructura de la aleación. La excesiva adición de estos metales provoca la precipitación de una fase η , de estructura cristalina hexagonal compacta (hcp: hexagonal close packed).

Se les adiciona normalmente Boro, Hafnio, Circonio y Carbono para aumentar la resistencia en los bordes de grano. El Hafnio aumenta además la ductilidad en los bordes de grano. La mayoría de estas aleaciones se utilizan en componentes de aviación y sometidos a temperaturas de hasta 1040°C.

Aleaciones coladas base Cobalto.

Las aleaciones de este tipo contienen adiciones de Cromo, Carbono, Níquel y, en mucha menor proporción, Aluminio, Boro, Nitrógeno, Tungsteno, Circonio, Hierro y otros. Estas aleaciones adquieren su resistencia mecánica a altas temperaturas debido a la precipitación de carburos en su microestructura, además del efecto endurecedor de elementos como el Tungsteno y el Cromo. Las aleaciones base Cobalto son utilizadas principalmente aprovechando su estabilidad química y su alta resistencia a la corrosión a alta temperatura, además poseen muy buenas propiedades para la reparación por soldadura y el conformado por colada. Con el advenimiento de métodos de colada en vacío, las aleaciones base Níquel sobrepasaron en resistencia a las aleaciones base cobalto. No obstante su empleo en piezas de complicada geometría sigue vigente. La temperatura de utilización de aleaciones base cobalto es hasta 1010°C.

J.2. Aceros inoxidables: Aleaciones inoxidables base Hierro aleadas con Cromo y Níquel.

En estas aleaciones base Hierro, el principal aleante es el Cromo. Constituyen cerca del 60% de la producción de aleaciones de alto contenido de aleantes. Son, en su mayoría austeníticos y levemente magnéticos. Dependiendo de la composición y de la historia termomecánica, varían desde no magnéticos a fuertemente magnéticos. Suelen tener dentro de su composición otros elementos, como el Molibdeno, el Vanadio y el Silicio. También pueden tener algún porcentaje de Niobio, Boro, Talio, Cobre o Tungsteno. Sus propiedades mecánicas pueden ser modificadas por tratamiento térmico (temple y revenido, envejecimiento por precipitación) o mecánico (trabajado mecánico a diversas temperaturas). La adición de Cobre produce endurecimiento por precipitación.

Estas aleaciones son utilizadas principalmente por su resistencia a la corrosión y oxidación en diversos medios. La mayoría de las aplicaciones son

en estos entornos y a medias y bajas temperaturas (menores a 650°C,. La aparición de la fase σ , frágil, y la formación de fase χ en aleaciones con porcentajes mayores al 0,5% de Titanio, a temperaturas mayores a 565°C, producen fragilización en las aleaciones ferríticas de este tipo, fenómeno que persiste hasta los 370°C.

Superaleaciones base hierro.

Aleación HA (9Cr-1Mo)

Posee buena resistencia a la oxidación hasta 650°C. El contenido de 1% de Molibdeno le confiere mayor resistencia mecánica. Su microestructura es esencialmente ferrítica, con carburos en áreas perlíticas o como partículas aglomeradas, dependiendo de su historia térmica.

Aleación HN (25Ni-20Cr)

Es un acero resistente a la corrosión a alta temperatura, debido a la suficiente proporción de Cromo. Las propiedades de este acero son algo similares a la aleación HT, pero posee mayor ductilidad. Es utilizado en componentes altamente solicitados en un rango de temperaturas entre 980°C a 1100°C. La microestructura es austenítica. En la condición *as cast* contiene áreas de carburos, precipitando carburos finos adicionales con el envejecimiento. Esta aleación no es susceptible de precipitación de fase σ .

Aleación HP (35Ni-26Cr)

Esta aleación es austenítica en todo el rango de temperaturas y no es susceptible de formación de fase σ . Su microestructura consiste en carburos primarios inmersos en una matriz austenítica; en adición, precipitan carburos secundarios dentro de los granos austeníticos cuando se expone la aleación a alta temperatura.

Aleación HT (35Ni-17Cr)

Contiene cantidades iguales de Hierro que de elementos aleantes. Resiste el choque térmico. En adición, resiste la carburación y oxidación a altas temperaturas. Tiene buenas propiedades mecánicas a temperaturas cercanas a los 1160°C en atmósferas oxidantes y a 1100°C en atmósferas reductoras. Presenta grandes áreas de carburos en las fronteras interdendríticas, aunque precipitan finos carburos durante la exposición a temperaturas de servicio, disminuyendo la ductilidad a temperatura ambiente. El aumento de Silicio disminuye, en esta aleación, la resistencia al choque térmico. La aleación HT puede ser más resistente al choque térmico con la adición de hasta un 2% de Niobio.

Aleación HU (39Ni-18Cr)

Es similar a la HT, pero su mayor contenido de Cromo y Níquel le da mejor resistencia a la corrosión en atmósferas reductoras u oxidantes, incluso en presencia de gases sulfurosos hasta $2,3g/m^3$. Es utilizada en condiciones de choque térmico en atmósferas agresivas.

Aleación HW (60Ni-12Cr)

Es especialmente utilizada en aplicaciones en donde el choque térmico es la principal sollicitación. Posee buenas propiedades mecánicas en el rango de temperaturas del trabajado en caliente, aunque no es tan resistente como la aleación HT. Se comporta satisfactoriamente hasta los $1120^{\circ}C$ en atmósfera fuertemente oxidante y hasta $1040^{\circ}C$ en presencia de productos reductores de la combustión. La naturaleza adherente de sus láminas de óxido la hacen óptima para aplicaciones en *enameling-furnace service*; en donde hasta una pequeña escama de óxido puede influir catastróficamente en el proceso que se lleva a cabo. Su estructura es austenítica y contiene carburos en cantidades que varían según en contenido de Carbono y la historia térmica. En la condición *“as cast”* la microestructura consiste en una red interdendrítica de carburos eutécticos elongados. Luego de una exposición prolongada a temperaturas de servicio, precipitan carburos en zonas no próximas a los carburos eutécticos. Esta precipitación eleva la resistencia a temperatura ambiente y no modifica su ductilidad.

Aleación HX (66Ni-17Cr)

Es similar a la aleación HW pero contiene mayor proporción de aleantes. La mayor proporción de Cromo le confiere mayor resistencia a la corrosión por gases calientes. Se decarburiza rápidamente a temperaturas entre $1100^{\circ}C$ a $1150^{\circ}C$. Las propiedades mecánicas a alta temperatura son prácticamente las mismas que la aleación HW. Las aplicaciones para las cuales se utiliza la HX son las mismas que para la HW, pero en donde debe ser minimizada la corrosión. Las microestructuras de la HW y de la HX son similares.

Superaleaciones forjadas y producidas por pulvimetalurgia.

Son aleaciones base Hierro, Cobalto, o Níquel que contienen Cromo como elemento para proveer resistencia a la corrosión y oxidación y contienen además otros elementos para aumentar sus propiedades mecánicas a altas temperaturas. Usualmente, la temperatura máxima de servicio no excede los $950^{\circ}C$, pero si el componente no está sometido a esfuerzos puede ser expuesto a temperaturas mayores a $1200^{\circ}C$. En general, la exposición a temperaturas para las cuales ocurren: fundido, disolución de fases que aumentan las propiedades mecánicas o corrosión u oxidación extensiva se considera *“sobrecalentamiento”*. Esto es debido a que la temperatura modifica las propiedades del material. Las superaleaciones pueden ser producidas por forja, o

algún tipo de trabajado mecánico, y pulvimetalurgia, ya sea con aleaciones de composición convencional, nuevas composiciones especiales y aleaciones de estructuras reforzadas por la dispersión de polvos de óxidos. Estas superaleaciones pueden ser reforzadas por los siguientes mecanismos: Aumento de la resistencia por solución sólida. Endurecimiento por precipitación. Aumento de la resistencia por dispersión de óxidos. Los elementos de aleación se agrupan según sus efectos: los que afectan a la microestructura de la matriz, los que forman fases intermetálicas o carburos en los granos o en sus bordes, y los que forman una fase γ' coherente como en las aleaciones base Níquel. Los elementos residuales, o de muy baja composición, son importantes, ya que tienen efectos en las propiedades frente al creep y a la fractura.

Superaleaciones forjadas de base Hierro.

Estas aleaciones están definidas nominalmente como las que tienen a este elemento como principal constituyente y son endurecidas por carburos u otros compuestos intermetálicos. Estas aleaciones tienen mayor tolerancia a la formación de fases con distancias interatómicas anormales (fases χ , σ , Laves) que las aleaciones de base Níquel o Cobalto. Es necesario destacar que el tratamiento termomecánico de la aleación es fundamental para obtener las propiedades buscadas.

Superaleaciones forjadas de base Cobalto.

Una de las principales características de estas aleaciones es la tendencia elevada al aumento de las propiedades mecánicas por solución sólida. Todas las aleaciones en la condición de tratadas térmicamente y ablandadas, presentan una estructura cúbica centrada en las caras, fcc; de todos modos el tratamiento termomecánico genera la transformación hacia la estructura de empaquetamiento hexagonal compacto, hcp. Las superaleaciones base cobalto diseñadas para resistencia a temperaturas cercanas a 1100°C son en su mayoría adicionadas con Lantano, Silicio, Aluminio y Manganeso; las que se diseñan para soportar temperaturas de hasta 650°C presentan una matriz fcc endurecida por deformación con buena ductilidad, características atribuidas a la presencia de pequeñas placas de fase hcp.

Superaleaciones forjadas de base Níquel.

Estas aleaciones poseen desde un 30 % hasta un 75 % de Níquel y hasta 30 % de Cromo. También cuentan con pequeñas cantidades de Aluminio, Titanio, Niobio, Molibdeno y Tungsteno para aumentar la resistencia a la corrosión o la resistencia mecánica. Presentan mejores valores de resistencia a la temperatura que los aceros de baja aleación y aceros inoxidable. Existen principalmente dos tipos de superaleaciones base Níquel: los endurecibles por

Efecto (a)	Base Hierro	Base Cobalto	Base Níquel
Aumento de resistencia por solución sólida	Cr, Mo	Nb, Cr, Mo, Ni, W, Ta	Co, Cr, Fe, Mo, W, Ta
Estabilizadores de fases fcc	C, W, Ni	Ni	...
Formadores de carburos tipo MC	Ti	Ti	W, Ta, Ti, Mo, Nb
"de carburos tipo M_7C_3	...	Cr	Cr
"de carburos tipo M_23C_6	Cr	Cr	Cr, Mo, W
"de carburos tipo M_6C	Mo	Mo, W	Mo, W
"de carbonitruros tipo M(CN)	C,N	C, N	C, N
Promoción de precipitación de carburos, en general.	P
Formación de fases γ' , $Ni_3(Al, Ti)$	Al, Ni, Ti	...	Al, Ti
Retardo de la formación de la fase hexagonal η	Al, Zr
Elevación de temperatura de solvus de la fase γ'	Co
Endurecimiento por precipitación y/o por compuestos intermetálicos	Al, Ti, Nb	Al, Mo, Ti, W, Ta	Al, Ti, Nb
Resistencia a la oxidación	Cr	Al, Cr	Al, Cr
Aumento de la resistencia a la corrosión al calor	La, Y	La, Y, Th	La, Th
Resistencia a la sulfidación	Cr	Cr	Cr
Aumento de las propiedades al creep	B	...	B
Aumento de la tensión de rotura	B	B, Zr	B (c)
Segregación en los bordes de grano	B, C, Zr
Facilitación del trabajado mecánico	...	Ni_3Ti	...

Figura J.1: Influencia de los elementos en las superaleaciones. Notas: (a) No todos estos efectos ocurren necesariamente en una aleación dada. (b) El endurecimiento por precipitación de Ni_3Ti también ocurre si existe suficiente Níquel. (c) Si está presente en grandes cantidades se forman boruros.

solución sólida y los endurecibles por precipitación. Las primeras son muy utilizadas en turbinas de gas para aviación. Las segundas poseen Aluminio, Titanio o Niobio como aleantes, los cuales causan la precipitación de las fases γ' o γ'' , que incrementa substancialmente la dureza y la resistencia mecánica. Pertenecen a estas series las aleaciones Inconel e Incoloy, con versiones endurecibles por precipitación y por solución sólida.

Mecanismos de degradación de las superaleaciones a altas temperaturas (mayores a 700°C).

La exposición de aleaciones a altas temperaturas provoca cambios microestructurales, los cuales pueden ser acelerados con la aplicación de tensiones. Los cambios principales son:

- Rotura de los carburos primarios y formación de carburos secundarios.
- Aglomeración de fases que incrementan la resistencia, tipo γ' , de empaquetamiento geométricamente compacto (geometrically compact phases, gcp, en aleaciones base Níquel).
- Formación de fases tipo σ , μ y Laves, de empaquetamientos topológicamente compactos (topologically compact phases, tcp, en aleaciones base Hierro).

Los primeros dos procesos descritos son una extensión de los procesos normales de endurecimiento y los diseños con estas aleaciones contemplan en sus tolerancias este efecto. La transición de los carburos y la aglomeración de fase γ' reducen la resistencia mecánica con el tiempo pero no son tan perjudiciales como la formación de fases tcp.

Generalmente los parámetros de diseño tienen en cuenta la aglomeración de fase γ' , si es experimentada en los tiempos moderados para el testeo de aleaciones (20h a 1000h). De todas maneras, la exposición por más largos períodos a temperaturas normales puede llevar la aglomeración de fase γ' a disminuir la resistencia mecánica por debajo de los valores predichos. Los cambios en las fases de carburos también afectan la resistencia, aunque inicialmente hay un incremento debido a la precipitación de carburos adicionales. En la mayoría de las aleaciones de este tipo la precipitación de carburos trae como consecuencia la reducción en la ductilidad tanto a temperatura ambiente como a altas temperaturas.

También se produce la coalescencia de carburos primarios, acompañada del descenso de la resistencia mecánica. Otro efecto durante el sometimiento de aleaciones a temperatura y tensión es la formación de cavidades en los bordes de grano. La coalescencia de estos huecos puede resultar en una fisura que propague catastróficamente.

Aleación	$\sigma_{Fluencia}$ [MPa]	σ_{Ultima} [MPa]
(Co) Haynes 25 (L -605)	240	325
(Co) Haynes 188	260	420
(Co) S-816	240	360
(Ni) Astroloy	690	770
(Ni) D-979	305	345
(Ni) Hastelloy X	180	255
(Ni) IN-102	200	215
(Ni) Inconel 600	62	105
(Ni) Inconel 601	140	160
(Ni) Inconel 625	475	285
(Ni) Inconel 718	330	340
(Ni) Inconel X 750	165	235
(Ni) M-252	485	510
(Ni) Nimonic 75	...	145
(Ni) Nimonic 80 A	260	400
(Ni) René 41	550	620
(Ni) Udimet 500	495	640
(Ni) Udimet 700	635	690
(Ni) Udimet 710	635	705
(Ni) Unitemp AF2-1DA	715	830
(Ni) Waspaloy	515	525

Figura J.2: Tensiones de fluencia y de fluencia última para diferentes superaleaciones.

Las características a altas temperaturas que hemos presentado fueron establecidas luego de ensayos en los cuales se sometió al material a temperatura, a combinada con esfuerzos en algunos casos, por una cantidad de horas que fue siempre mayor a diez y hasta algo más de dos mil. En nuestro caso, la exposición a grandes esfuerzos a alta temperatura es de sólo unos segundos, lo cual marca una diferencia fundamental en las condiciones de servicio desde el punto de partida.

La tabla a continuación muestra los valores de tensión de fluencia a una temperatura de 870°C para algunas superaleaciones.

Empleo de recubrimientos de alto contenido de carburos en aleaciones base hierro.

Como introducción, debemos recordar la función que cumplen los carburos en los depósitos duros. Los elementos más formadores de carburos son, en orden decreciente de su tendencia: titanio, niobio, vanadio, tungsteno,

molibdeno, cromo y hierro. El titanio y el niobio son fuertes formadores de carburos y se los encuentra generalmente formando carburos o nitruros en hierro, con una estructura cúbica simple.

El vanadio tiene también alta tendencia a formar estos compuestos, usualmente de la forma VC o V_4C_3 , y es utilizado en herramientas de corte de alta velocidad, ya que resiste la caída de dureza en el revenido.

El tungsteno y el molibdeno forman carburos si la cantidad de carbono es suficiente y no están presentes elementos con mayor afinidad con él. Estos dos elementos forman carburos más complejos con el hierro y el carbono. Tienen el efecto de endurecimiento secundario por formación de pequeños y dispersos carburos en el rango de temperaturas entre 500°C y 650°C . La solubilidad del carburo de tungsteno en hierro es tan alta que no se encuentran depósitos de WC en él. Cuando se desean depósitos de estos carburos en un cordón de soldadura se los aporta como gránulos (en una concentración del 55 % al 60 % en peso del contenido) en una vaina que forman el electrodo.

Por supuesto que los gránulos deben sobrevivir al proceso de soldadura y permanecer como tales y combinados con el acero circundante. La temperatura del proceso de soldadura no debe ser muy alta en estos casos.

El cromo forma carburos dependiendo su cantidad de la cantidad de carbono y de otros formadores de carburos de mayor tendencia. Los carburos que forma el cromo son de la forma: M_3C , M_7C_3 , M_23C_6 , dependiendo de la cantidad de cromo presente, y donde M representa al Fe y al Cr. La dureza de los carburos varía de acuerdo al elemento que se une al carbono. Esto determinará su aplicación en casos donde se busca la resistencia a la abrasión.

Elemento aleante	Tipo	Dureza [Knoop]
Cromo	MC	900
Cromo	M_7C_3	1735
Silicio	SiC	2480
Titanio	TiC	2470
Tungsteno	W_2C	2300
Tungsteno	WC	1880
Vanadio	V_4C_3	1550 a 2660

Los carburos se presentan en dos tipos de depósito en aleaciones base hierro: en forma de red y dispersos. Los primeros se forman por precipitación desde la colada con alto carbono y crean una red continua en el metal solidificado. Esta fase es extremadamente dura y frágil, por lo que se puede emplear en resistir la abrasión con bajo esfuerzo e impacto. Los depósitos dispersos pueden estar en concentraciones relativamente altas en la matriz metálica antes de tornarla dura y frágil. Este tipo de carburos mejora la resistencia a

cualquier tipo de desgaste. En el fenómeno de abrasión de bajo esfuerzo el material es desbastado por partículas que actúan a modo de pequeñas herramientas de corte. La presencia de carburos en grandes proporciones aumenta la superficie que resiste la abrasión, siendo más resistentes los carburos cuanto mayor sea su tamaño. Cabe destacar que el impacto es bajo, por lo cual la fragilidad de los carburos no es de vital importancia. En la abrasión de alto esfuerzo la partícula abrasiva es fracturada al contacto con la superficie del metal. En muchos casos estas partículas están en medio de dos elementos sometidos a grandes esfuerzos de contacto, produciéndose la abrasión de tres cuerpos. En este tipo de mecanismo de desgaste la dureza de la partícula abrasiva es de mucha importancia, ya que la misma es fracturada en el proceso. En estos casos, el mejor comportamiento ante el fenómeno lo tienen los pequeños carburos dispersos, unidos por una matriz de alta resistencia. La existencia de carburos de gran tamaño sería perjudicial ya que éstos no resisten grandes impactos y son rotos y arrancados de la matriz.

Ensayos tipo pin-on-disk, utilizando carburo de silicio como abrasivo, carga de 1Kg y luego de 360 revoluciones, fueron hechos para tres casos: matriz relativamente blanda sin carburos: pierde gran cantidad de material por abrasión. grandes cantidades de carburos, pero la dureza de ellos es comparable a la de la martensita del caso anterior y es muy inferior a la del abrasivo: se mejora algo la resistencia al desgaste. Se utiliza carburo de titanio, de dureza comparable a la del abrasivo: se evidencia poco desgaste.

La formación de óxidos influye en gran medida en la tasa de desgaste. Por debajo de los 450°C se forma óxido férrico (Fe_2O_3). Este óxido se caracteriza por formar cristales duros y toscos con orientación preferente, lo cual tiene por consecuencia que no se adapte a las irregularidades de la superficie y, siendo poco resistente a los esfuerzos mecánicos, son fácilmente removidos, quedando expuesto el substrato subyacente al contacto metal-metal. Entre los 450°C y los 600°C se forma el óxido ferroso-férrico (Fe_3O_4), el cual tiene la morfología de pequeños granos orientados irregularmente. Esta característica los hace adaptables a la superficie, lo que sumado a su mayor resistencia mecánica disminuye los valores de resistencia al desgaste. A temperaturas mayores que 600°C se forma el óxido ferroso (FeO), el cual es un efectivo lubricante sólido. Las capas de óxido formadas a altas temperaturas son considerablemente más duras que las creadas a temperatura ambiente.

Ensayos realizados sobre recubrimientos duros sobre rodillos de guía de tochos en colada continua (Steel Mill Continuous Caster Rolls) determinaron que la microestructura resultante es de fundamental importancia en la resistencia al desgaste. Las sollicitaciones principales en servicio son: altos gradientes térmicos, presencia de ácidos, contacto deslizante y altos esfuerzos de contacto. Los mecanismos de desgaste observados fueron: fatiga térmica, desgaste y fractura frágil. Se recubrieron los rodillos con aleaciones de 12% de cromo, mientras que varió la proporción de carbono (0,03% al 0,08%) y de

níquel (0 % al 6 %). Se observó que las tensiones de fluencia y la resistencia aumentaron con el carbono, mientras que el aumento de níquel aumentó la tensión última pero disminuyó la de fluencia. La dureza de los recubrimientos fue aumentando con el contenido de carbono. Esto es de esperarse, ya que la mayor parte de la microestructura es martensítica. Las microestructuras obtenidas fueron desde 27 % ferrita, 73 % martensita, hasta 79 % martensita con 21 % de austenita retenida, pasando por 100 % martensita con los valores medios de aleación (0,11 – 0,22 C, < 1,0 % Ni). La resistencia a la fatiga térmica fue máxima en las matrices martensíticas, siguiendo en orden de resistencia la ferrítica-martensítica y por último la que contenía austenita retenida. Esto se debe a que la diferencia entre los coeficientes de expansión térmica entre la austenita y la martensita es mayor que la que existe entre ferrita y martensita. La menor resistencia mecánica fue demostrada por la ferrita, siendo en todos los casos la martensita la microestructura más resistente al desgaste, fatiga térmica y esfuerzos mecánicos.

Bibliografía consultada

- ASM Metals Handbook, 1992.
- R. Conde, J. García, M. Martínez Gamba
Desarrollo de una máquina tipo pin-on-disk para determinación de coeficientes de desgaste para altas temperaturas.
Anales de las Segundas Jornadas Tribológicas de la Rep. Argentina y Latinoamérica
pp 138-143, Buenos Aires, Agosto de 1991.
- S. Merrick.
Hardfacing Extends The Life Of Steel Mill Countinuous Casters.
Welding Journal
- S. Merrick, R. Miller.
The Role Of Carbides In Iron Base Hardsurfacing Deposits
Thermal Spray Conference.
Welding Institute Of Canada, 1985.
- H. A. Abdel-Aal.
The correlation between thermal property variation and high temperature wear transition of rubbing metals.
Wear, 237:147-151, 2000.
- D. V. Singh B. M. Shukla, S. Singhal.
Wear study under plastic deformation conditions.
Wear, 172:185-190, 1994.
- H. Berns.
Microstructural properties of wear-resistant alloys.
Wear, 181-183:271-279, 1995.
- P. D. Hodgson C. Roucoules, M. Pietrzyk.
Analysis of work hardening and recrystallization during the hot working

of steel using a statistically based internal variable model.
Materials Science and Engineering, A339:1-9, 2003.

- Jae-Young Jung, Sangho Ahn, Chang Kyu Kim, Sunghak Lee.
Effects of complex carbide fraction on high-temperature wear properties of hardfacing alloys reinforced with complex carbides.
Materials Science and Technology, A349:1-11, 2007.
- J. S. Korellis L. I. Weingarten D. A. Hughes, D. B. Dawson.
A microstructurally based method for stress estimates.
Wear, 181-183:458-468, 1995.
- P. L. B. Oxley E. M. Kopalisky.
Explaining the mechanics of metallic sliding friction and wear in terms of slipline fields models of asperity deformation.
Wear, 190:145-157, 1995.
- G. Meier zu Koecker E. Santner.
Utility and limitations of tribosimulation for quality control and material preselection.
Wear, 181-183:350-359, 1995.
- Z. Gronostajski.
A general model describing flow stress of copper alloys in different deformation conditions.
Journal of Materials Processing, 142:684-691, 2003.
- N. D. Ryan H. J. McQueen.
Constitutive analysis in hot working.
Materials Science and Engineering, A322:43-63, 2002.
- A. Minami T. Sono H. Saiki, Y. Marumo.
Effect of the surface structure on the resistance to plastic deformation of a hot forging tool.
Journal of Materials Processing Technology, 113:22-27, 2001.
- Y.N. Chen J. F. Lin.
The relationship between the change in stress intensity factor and

wear
rate at elevated temperatures for ceramics.
Wear, 185:131-139, 1995.

- M. M. Stack J. Jiang, F. H. Stott.
A mathematical model for sliding wear of metals at elevated temperatures.
Wear, 181-183:20-31, 1995.

- Fengshen Ren Jiaren Jiang, Fanghui Sheng.
Modelling of two-body abrasive wear under multiple contact conditions.
Wear, 217:35-45, 1998.

- K. L. Johnson.
Contact mechanics and the wear of metals.
Wear, 190:162-170, 1995.

- T. Okuyama K. Tsubouchi, M. Akiyama.
Development and optimization of carbide-reinforced tools and application to hot rolling of stainless steel.
Journal of Tribology, 119:687-693, 1997.

- S. Burgess K. Wallace.
Methods and tools for decision making in engineering design.
Design studies, 16:429-446, 1995.

- L. Rapoport.
The competing wear mechanisms and wear maps for steels.
Wear, 181-183:280-289, 1995.

- A. R. Morgridge.
Metadynamic recrystallization in c steels.
Bull. Mater. Sci., 25:291-299, 2002.

- J. A. Hawk O.N. Dogan.
Effect of carbide orientation on abrasion of high cr white cast iron.

Wear, 189:136-142, 1995.

- B. K. Panigrahi.
Processing of low carbon steel plate and hot strip - an overview.
Bull. Mater. Sciences. Indian Academy of Sciences, 24:361-371, 2001.
- T. F. J. Quinn.
Oxidational wear modelling: Part ii. the general theory of oxidational wear.
Wear, 175:199-208, 1994.
- A. Karimi Taheri S. Serajzadeh, H. Mirbagheri.
Modelling the temperature distribution and microstructural changes during hot rod rolling of a low carbon steel.
Journal of Materials Processing Technology, 125-126:89-96, 2002.
- K. Abhary R. Ghomashchi I. Reid S. Spuzic, M. Zec.
Fractional design of experiments applied to a wear simulation.
Wear, 212:131-139, 1997.
- S. K. Biswas S. V. Kailas.
The role of strain rate response in plane strain abrasion of metals.
Wear, 181-183:648-657, 1995.
- T. Sakai.
Dynamic recrystallization microstructures under hot working conditions.
Journal of Materials Processing Technology, 53:349-361, 1995.
- A. A. Torrance.
Using profilometry for the quantitative assessment of tribological function: Pc-based software for friction and wear prediction.
Wear, 181-183:397-404, 1995.
- N. K. Myshkin D. Tabor V. A. Belyi, K. C. Ludema.
Book reviews: Tribology in the usa and the former soviet union (fsu):
Studies and applications.

Wear, 184:259-264, 1995.

- K. J. Stout W. P. Dong, P. J. Sullivan.
Comprehensive study of parameters for characterizing threedimensional surface topology.
Wear, 159:161-171, 1992.
- Y. Wang Y. S. Jin, M. Y. Li.
The synergistic effects of molybdenum as an alloy element added to chromium carbide coatings on their lubrication properties at high temperatures.
Wear, 172:147-154, 1994.
- K. Okada T. Wada H. Nishikawa Y. Kimura, T. Wakabayashi.
Boron nitride as a lubricant additive.
Wear, 232:199-206, 1999.
- S. Cescotto K.P. Li.
An 8-node brick element with mixed formulation for large deformation analyses.
Comput. Methods Appl. Mech. Engrg., 141:157-204, 1997.
- Y. Liu J. Lin.
A set of unified constitutive equations for modelling microstructure evolution in hot deformation.
Journal of Materials Processing Technology, in press, 2003.
- X.L. Hua Z.R. Wang R.W. Wang S.D. Huang Q.B. Tang G. Liu, L.B. Zhang.
Applications of numerical simulation to the analysis of bulk-forming processes - case studies.
Journal of Materials Processing Technology, 150:56-61, 2004.
- J. Fan H. Shi Y. Lin J. Zhang G. Luo, J. Wu.
Deformation behavior of an ultrahigh carbon steel (uhcs-3.0si) at elevated temperature.
Materials Science and Engineering, A379:302-307, 2004.

- E. Arauco R. Montecinos.
An investigation into the rolling process of copper tubes.
Journal of Materials Processing Technology, 95:139-144, 1999.

- K. Osakada K. I. Mori, G. Yang.
Determination of optimal motion of tools in metal forming processes
by controlled fem simulation.
International Journal of Machine Tools Manufacturing, 35:851-589,
1995.

- A. Mukherjee.
An examination of the constitutive equation for elevated temperature
plasticity.
Materials Science and Engineering, A322:1-22, 2002.

- P. Montmitonnet J.-L. Aubin S. Mulot, A. Hacquin.
A fully 3d finite element simulation of cold pilgering.
Journal of Materials Processing Technology, 60:505-512, 1996.

- Y. Matsukawa Yu.N. Osetsky, R.E. Stoller.
Dislocationstacking fault tetrahedron interaction: what can we learn
from atomic-scale modelling.
Journal of Nuclear Materials, 329-333:1229-1232, 2004.

- Z.X. Guo M. Qian.
Cellular automata simulation of microstructural evolution during
dynamic recrystallization of an hy-100 steel.
Materials Science and Engineering, A365:180-185, 2004.

- K.Tracht S. Reinsch, B. Mussig. B. Schmidt.
Advanced manufacturing system for forging products. Journal of
Materials Processing Technology, 138:16-21, 2003.

- S. Steinhauser H. Hartwig G. Reisel, B. Wielage.
Dlc for tools protection in warm massive forming.
Diamond and Related Materials, 12:1024-1029, 2003.

- J.H. Driver W. Robert, D. Piot.
A rapid deformation texture model incorporating grain interactions.
Scripta Materialia, 50:1215-1219, 2004.

- C. Hung C-K. Shih, R-Q Hsu.
A study on seamless tube in the planetary rolling process.
Journal of Materials Processing, 121:273-284, 2002.

- M. Dutko D. R. J. Owen E. A. de SouzaNeto, D. Peril.
Design of simple low order finite elements for large strain analysis of nearly incompressible solids.
International Journal of Solids Structures, 33:3277-3296, 1996.

- A. Kainz J. Synka.
A novel mixed eulerianlagrangian finite-element method for steady-state hot rolling processes.
International Journal of Mechanical Sciences, 45:2043-2060, 2003.

- Romil Tanov Ala Tabiei.
A nonlinear higher order shear deformation shell element for dynamic explicit analysis: Part ii. performance validation through standard tests.
Finite Elements in Analysis and Design, 36:39-50, 2000.

- I. G. Tadjbakhsh.
Two dimensional dynamics of coulomb friction.
In Approaches to Modelling of Friction and Wear, 1987.

- N. Zouhal, L.S. TSoth, A. Molinari.
Cyclic plasticity phenomena as predicted by polycrystal plasticity.
Mechanics of Materials, 32:99-113, 2000.

- B.J. Duggan Y.Y. Tse, G.L. Liu.
Deformation banding and nucleation of recrystallisation in if steel.
Scripta materialia, 42:25-30, 2000.

- S. E. Rokotyan A. I. Tselikov, G. S. Nikitin.
The theory of lengthwise rolling.
Mir Publishers, Moscow, 1981.

- J. Divo Bressan M. Vaz Jr.
A computational approach to blanking processes.
Journal of Materials Processing Technology, 125-126:206-212, 2002.

- P. Villagio.
An elastic theory of coulomb friction.
Archive for Rational Mechanics and Analysis, 70:135-143, 1979.

- Y. Takahashi M. Yaguchi.
A viscoplastic constitutive model incorporating dynamic strain aging
effect during cyclic deformation conditions.
International Journal of Plasticity, 16:241-262, 2000.

- P. Navidi J. Zarka.
Intelligent modeling of materials.
Mechanics of Materials, 28:61-82, 1998.

- S. X. Zhou.
An integrated model for hot rolling of steel strips.
Journal of Materials Processing Technology, 134:338-351, 2003.

- Sang-Kyu Bijun Beom-Soo Kang Han-Ho Choi, Jin-Hee Lee.
Development of a three-dimensional finite-element program for metal
forming and its application to precision coining.
Journal of Materials Processing Technology, 72:396-402, 1997.

- Ju Li Rui Yang-Dong Li Sidney Yip Dong-Sheng Xua, Jin-Peng
Chang.
Dislocation slip or deformation twinning: confining pressure makes a
difference.
Materials Science and Engineering A, 2004.

- J. Ruiz B.J. Fernandez, J. de Damborenea.
Effect of high-temperature surface hardening of metallic materials on

their dimensional stability.

Materials and Design, 23:377-383, 2002.

- B.G. Koepke O. Bataineh, B. Klamecki.
Effect of pulsed magnetic treatment on drill wear.
Journal of Materials Processing Technology, 134:190-196, 2003.
- E.N. Dvorkin M. Cavaliere, M.B. Goldschmit.
Finite element analysis of steel rolling processes.
Computers and Structures, 79:2075-2089, 2001.
- M. Pietrzyk.
Finite-element simulation of large plastic deformation.
Journal of Materials Processing Technology, 106:223-229, 2000.
- Thorsten Möller Ingold Seidl Reiner Kopp, Jens Kallweit.
Forming and joining of commercial steel grades in the semi-solid state.
Journal of Materials Processing Technology, 130-131:562-568, 2002.
- Peter Fodor Rafael Colás Andrés Rodríguez, Margarita Mezzetti.
Forming of seamless pipe fittings.
Journal of Materials Processing Technology, 120:432-437, 2002.
- A. Magnée.
Generalized law of erosion: application to various alloys and intermetallics.
Wear, 181-183:500-510, 1995.
- F.H. Stott.
High-temperature sliding wear of metals.
Tribology International, 35:489-495, 2002.
- Md. J. Haquea C. Krauthausera-J.W. Gillespie Jr. S.L. Lopatnikov, B. A. Gama.
High-velocity plate impact of metal foams.
International Journal of Impact Engineering, 30:421-445, 2004.

- S. R. Kalidindi.
Incorporation of deformation twinning in crystal plasticity models.
J. Mech. Phys. Solids, 2(46):267-290, 1998.

- L Anand A. Staroselsky.
Inelastic deformation of polycrystalline face centered cubic materials
by slip and twinning.
J. Mech. Phys. Solids, 46(4):671-696, 1998.

- J.L. Bassani V. Vitek, M. Mrovec.
Influence of non-glide stresses on plastic flow: from atomistic to
continuum modeling.
Materials Science and Engineering, A365:31-37, 2004.

- P.A.F. Martins B.P.P.A. Gouveia, J.M.C. Rodrigues.
Ductile fracture in metalworking: experimental and theoretical
research.
Journal of Materials Processing Technology, 101:52-63, 2000.

- M. Kuroda.
Interpretation of the behaviour of metals under large plastic shear
deformations: a macroscopic approach.
International Journal of Plasticity, 13(4):359-383, 1997.

- C.C. Battaile T.E. Buchheit, G.W. Wellman.
Investigating the limits of polycrystal plasticity modeling.
International Journal of Plasticity, 2004.
doi:10.1016/j.ijplas.2003.10.009.

- S. Ghosh Chowdhury S. Ghosh S. Das D.K. Bhattacharaya G. Das,
S. Ghosh.
Investigation of sub-surface cracks in continuous cast billets.
Engineering Failure Analysis, 10:363-370, 2003.

- R. Cacko K. Swiatkowski.
Investigations of new wax-based model materials simulating metal
working process.
Journal of Materials Processing Technology, 72:267-271, 1997.

- D. Klingbeil F. Reusch, B. Svendsen.
Local and non-local gurson-based ductile damage and failure modelling at large deformation.
European Journal of Mechanics A/Solids, 22:779-792, 2003.
- H.Nahme I. Rohr, K. Thoma.
Material characterization and constitutive modelling of ductile high strength steel for a wide range of strain rates.
International Journal of Impact Engineering, 2004.
- T.Takahashi, I. Aoki.
Material flow analysis on shearing process by applying fourier phase correlation method-analysis of piercing and fine-blanking.
Journal of Materials Processing Technology, 134:45-52, 2003.
- M. Hillmann, K.W. Blümel, A.Wülfing, K.V.von Schoening, R. Sunkel.
Mathematical modelling as a means to bridge the gap between material and tooling.
Journal of Materials Processing Technology, 50:348-360, 1995.
- H.Nishikawa, M. Kaneta.
Experimental study on microelastohydrodynamic lubrication.
Journal of Mechanics Engineering. Proc. Instn. Mech. Engrs, 213(J):371-381, 1999.
- Y. Yang.
Microstructure and properties of laser-clad high-temperature wear resistant alloys.
Applied Surface Science, 140:19-23, 1999.
- A.K. Zurek, J. Majta.
Modeling of ferrite structure after deformation in the two-phase region.
International Journal of Plasticity, 19:707-730, 2003.
- M.A. Khaleel, M. Hiratani, H.M. Zbib.
Modeling of thermally activated dislocation glide and plastic flow through local obstacles.

International Journal of Plasticity, 19:1271-1296, 2003.

- R. Turk, G. Kugler.
Modeling the dynamic recrystallization under multi-stage hot deformation.
Acta Materialia, 2007.

- J. Ponce, J.M. Prado, J.M. Cabrera.
Modeling thermomechanical processing of austenite.
Journal of Materials Processing Technology, 143-144:403-409, 2003.

- J.C. Gelin, P. Chabrand, F. Dubois.
Modelling drawbeads in sheet metal forming.
Int. J. Mech. Sci., 38(1):59-77, 1996.

- J.Lin, Y.Liu.
Modelling of microstructural evolution in multipass hot rolling.
Journal of Materials Processing Technology, 143-144:723-728, 2003.

- P.Lukac, J.Kroc, J.Balik.
Modelling of work hardening.
Materials Science and Engineering, 1997:936-939, A234-236.

- H. Obrecht, M. Brunig, S. Ricci.
Nonlocal large deformation and localization behaviour of metals.
Computers and structures, 79:2063-2074, 2001.

- F.P.T. Baaijens, D. Brokken, W.A.M. Brekelmans.
Numerical modelling of the metal blanking process.
Journal of Materials Processing Technology, 83:192-199, 1998.

- M. Brunig.
Numerical simulation of the large elastic - plastic deformation behavior of hydrostatic stress-sensitive solids.
International Journal of Plasticity, 15:1237-1264, 1999.

- F. Barlat, C-S Han, R.H. Wagoner.
On precipitate induced hardening in crystal plasticity: algorithms and simulations.
International Journal of Plasticity, 2004:14411461, 20.
- Q. Yu, R.S. Lu, Y.F. Li.
On line measurement of the straightness of seamless steel pipes using machine vision technique.
Sensors and Actuators A, 94:95-101, 2001.
- J-P Ponthot, J-P. Kleinermann
Parameter identification and shape-process optimization in metal forming simulation.
Journal of Materials Processing Technology, 2003:521526, 139.
- C.J. Chong, P.F. Thomson, S.F. Wong, P.D. Hodgson.
Physical modelling with application to metal working, especially to hot rolling.
Journal of Materials Processing Technology, 62:260-274, 1996.
- W. Bleck, H. Grossheim, K. Schotten.
Physical simulation of hot rolling in the ferrite range of steels.
Journal of Materials Processing Technology, 60:609-614, 1996.
- S. Serajzadeh.
Prediction of temperature distribution and phase transformation on the run-out table in the process of hot strip rolling.
Applied Mathematical Modelling, 27(11), 2003.
- W. Voelkner.
Present and future developments of metal forming: selected examples.
Journal of Materials Processing Technology (), 106:236-242, 2000.
- M.S. Joun, S.W. Lee.
Rigid-viscoplastic finite element analysis of the piercing process in the automatic simulation of multi-stage forging processes.
Journal of Materials Processing Technology, 104:207-214, 2000.

- C.I. Kim, Y.S. Kim, H.S. Son.
Rigidplastic finite element simulation for process design of impeller hub forming.
Journal of Materials Processing Technology, 143-144:729-734, 2003.
- H. Kudo, K. Kawai, Y. Tatsuki.
Rotary straightening of curved shape near both ends of seamless pipe.
Journal of Materials Processing Technology, 140:500-504, 2003.
- Z. Guoqun, W. Guangchun.
Simulation and analysis of rotary forging a ring workpiece using finite element method.
Finite Elements in Analysis and Design, 38:1151-1164, 2002.
- G.J. Creus, J.L.F. Aymone, E. Bittencourt.
Simulation of 3d metal-forming using an arbitrary lagrangian-eulerian finite element method.
Journal of Materials Processing Technology, 110:218-232, 2001.
- O.I. Cherepanov, I.Yu. Smolin, V.A.Romanova, R.R. Balokhonov, D.Yu. Saraev, E.Soppa, P.Kizler, G.Fischer, S. Hu, M. Ludwig, P.V. Makarov, S Schmauder.
Simulation of elastic-plastic deformation and fracture of materials at micro- meso- and macrolevels.
Theoretical and Applied Fracture Mechanics, 37:183-244, 2001.
- G.Giuliano.
Simulation of instability during superplastic deformation using finite element method.
Materials and Design, 26(4), 2005.
- S. Schmauder, P.V. Makarov, R.R. Balokhonov, V.A. Romanova.
Simulation of mesomacro dynamic behavior using steel as an example.
Computational Materials Science, 28:505511, 2003.
- S. Mroz, A.A. Milenin, H. Dyja.
Simulation of metal forming during multi-pass rolling of shape bars.

Journal of Materials Processing Technology, 153-154:108-114, 2004.

- K.C. Hui, K.K. Cheung, K.M. Yu.
Simulation of metal forming processes by volume-conserved metamorphosis.
Journal of Materials Processing Technology, 63:701-706, 1997.
- C. Wang, Z.R. Wang, K. Zhang, Q. Zhao.
Simulation of superplastic sheet forming and bulk forming.
Journal of Materials Processing Technology, 55:24-27, 1995.
- P. Lacki, M. Gierzyńska-Dolna.
Some aspects of modelling of metal forming processes.
Computers and Structures, 81:605-613, 2003.
- Y. Liu, R. Zhang, B. Zhang, W. Shen.
Some factors in unencing adiabatic shear banding in impact wear.
Wear, 214:259-263, 1998.
- J.A. Schey.
Speed effects in drawbead simulation.
Journal of Materials Processing Technology, 57:146-154, 1996.
- W. Dahl, X.F. Fang.
Strain hardening of steels at large strain deformation. part iii: Model description and physical interpretation.
Materials Science and Engineering, A203:36-45, 1995.
- R. Mahnken.
Strength difference in compression and tension and pressure dependence of yielding in elasto-plasticity.
Computational Methods Applied Mechanical Engineering, 190:5057-5080, 2001.
- J.H. Liou, D.Y. Jang.
Study of stress development in axi-symmetric products processed by radial forging using a 3-d non-linear finite-element method.

Journal of Materials Processing Technology, 74:74-82, 1998.

- C.S. Liao, S.H. Hsiang.
Study on hot extrusion of tubes.
Journal of Materials Technology, 63:254-259, 1997.
- D.A. Linkens, S.K. Pal.
Temperature distribution in steel during hot rolling: pseudo-bond graph view.
Simulation Modelling Practice and Theory, 10:69-85, 2002.
- O.Giroux, S.Hollinger, E.Depraetere.
Wear mechanism of tungsten carbide dies during wet drawing of steel tyre cords.
Wear, 255:1291-1299, 2003.
- F. Krantz, T. Skare.
Wear and frictional behaviour of high strength steel in stamping monitored by acoustic emission technique.
Wear, 255:1471-1479, 2003.
- A. Sinatora, A.P. Tschiptschin, D.H. Mesa, A. Toro.
The effect of testing temperature on corrosion-erosion resistance of martensitic stainless steels.
Wear, 255:139-145, 2003.

Bibliografía

- [1] Ferdinando Brisotto Raul Bedogni Luca Montelatici Elisabetta Ceretti, Claudio Giardini.
Analytical prediction of the central rupture of billets during piercing in a cross-roll piercer due to the mannesmann effect.
2004.
September 23–24, 2004 – Brescia, Italy.
- [2] E. Cavaleri D. Tormo, J. Brandaleze.
Propiedades de la deformación en caliente de aceros para la fabricación de tubos.
In *JORNADAS SAM/CONAMET/SIMPOSIO MATERIA 2003*, number 04–19, pages 238–241. Sociedad Argentina de Materiales, 2003.
- [3] C. Attanasio A. Brisotto F. Ceretti, E. Giardini.
Further improvements in modelling a tube rotary piercing process.
A.I.Te.M. 2003 – Dipartimento di Ingegneria Meccánica – Università di Brescia – Italia, 2003.
- [4] E. Erman.
The effect of processing parameters on the propensity for central fracture.
Applied Metalworking, 4, 1987.
- [5] F. Kocks.
Cross rolling.
Stahl und Eisen, 47:443–646, 1927.
- [6] E.I.Panov.
Shear stresses and their dependence on different process parameters in the helical rolling of solid semifinished products.
Metallurgist, 49(7–8):280–292, 2005.
- [7] R. Siebel.
Fundamental observations on cross rolling.
Stahl und Eisen, 47:1685, 1927.
- [8] V. S. Smirnov.
Bliyaniye rezhima deformatzii na abrazavaniye palosti pri prashibkye.

- Stal – Metallurgizdat – Organ Ministyerstva Metallurgicheskoy Promishlyennost – SSSR*, pages 756–758, Agosto 1953.
- [9] H Cmupneof.
Occurrence of internal cracks during transverse forging.
Mechanical Engineering Information, 3:49–53, 1955.
- [10] Yu. F. Teterin, P. K. Luzin.
O mekhanizmye razrusheniya metalla pri popyerechnoy prokatkye.
Stal – Metallurgizdat – Organ Ministyerstva Metallurgicheskoy Promishlyennost – SSSR, pages 930–932, 1960.
- [11] I.M. Blazynski, T.Z. Cole.
Proc. Inst. Mech. Eng, 178:867, 1963–64.
- [12] I.A. Fomichev.
Rolling and tube manufacturing supplement.
Stal – Metallurgizdat – Organ Ministyerstva Metallurgicheskoy Promishlyennost, page 176, 1958.
- [13] A.N. Kirichenko.
Effect of individual piercing parameters on occurrence of flaws.
Stal., pages 594–596.
- [14] T. Shimizu N. Morioka, H. Oka.
Development of manufacturing technology for high alloy steel seamless pipe by mannesmann process.
Kawasaki Steel Report, 38:38–46, 1998.
- [15] Togashi F. Ejima A. Abe H. Funyu Y. Sakurada K. Maguchi T. Tagu Y. Sayama, Y.
Automatic rolling system of medium diameter seamless tube by process computing.
Kawasaki Steel Technical Report, 4, 1981.
- [16] N.Konya Y.Hayashi H.Oka T.Imae Y.Funyu, T.Okumura.
Development of automatic process control system for a 7 inch seamless tube mill.
Kawasaki Steel Technical Report, 16:31–41, 1987.
- [17] K.Osakada K.Mori, H.Yoshimura.
Simplified three dimensional simulation of rotary piercing of seamless pipe by rigid plastic finite element method.
Journal of Materials Processing Technology, 80–81:700–706, 1998.
- [18] E. Mielnik.
Metalworking Science and Engineering, chapter 3 – Stress–strain Curves and Their Empirical Equations, pages 195–197.
McGraw–Hill, 1991.
0–07–041904–3.

- [19] Shuichi Kawanami Takao Nakajima Kooe Ohnuki, Akira Hamazu.
Surface behaviour and temperature of plug in piercing of seamless steel pipe.
Iron and Steel Institute of Japan, 72:450–457, 1986.
- [20] J.F.Archard.
Contact and rubbing of flat surfaces.
Journal of Applied Physics, 24:981–988, 1953.
- [21] Y van Randen J.J.Kalker.
A minimum principle for frictionless elastic contact with application to non-hertzian half space contact problems.
Journal of Engineering Mechanics, 6:193–206, 1972.
- [22] K.L.Johnson.
Contact mechanics.
Cambridge University Press, 202, 1985.
- [23] J.K.Lancaster.
Basic mechanisms of friction and wear of polymers.
Plastics and Polymers, 41:297–306, 1973.
- [24] D.Play and Godet.
Design of high performance dry bearings.
Wear, 41:25–44, 1977.
- [25] D.Play.
Simulating contact conditions in dry bearings.
Tribology International, pages 295–301, 1978.
- [26] M.Godet.
Extrapolation in tribology.
Wear, 77:29–44, 1982.
- [27] Y.Berthier.
Thèse de Doctorat–ès–Sciences.
PhD thesis, INSA–UCB – Lyon, 1987.
- [28] H.G.Elrod R.S.Paranjpe.
Stability of chains of permeable spherical beads in an applied magnetic field.
Journal Of Applied Physics, 60:418–422, 1986.
- [29] G.Domoto K.Craig, R.H.Buckholz.
An experimental study on the rapid flow of dry cohesionless metal powders.
Journal Of Applied Mechanics, Transactions Of American Society of Mechanical Engineers, 53:935–942, 1986.
- [30] V.S.Lombalov I.V.Kragelsky, M.N.Dobychin.

- Friction and Wear. Calculation Methods.*
Pergamon Press, Oxford, 1982.
- [31] L.P.Grotelueschen F.E.Kennedy, K.E.Hauck.
Mechanisms and Surface Distress, chapter Plasticity Analysis of Wear Phenomena as an aid in the Development of Abradable Materials, pages 67–73.
Butterworths, London, 1986.
- [32] A.V.Olver.
Mechanisms and Surface Distress, chapter Extrusion, a New Wear Mechanism, pages 74–80.
Butterworths, London, 1986.
- [33] B.Villechaise.
Mécanique des Contacts: Elasticité et Rupture.
PhD thesis, INSA–UCB, Lyon, 1985.
- [34] D.A.Fields J.J.Connor.
A Fracture Mechanics Correlation with Fretting Fatigue Experiments, chapter Mechanisms and Surface Distress, pages 57–63.
Butterworths, London, 1986.
- [35] H.Blok.
Theoretical study of temperature rise at surfaces of actual contact under oiliness lubricating conditions.
Proceedings General Discussion on Lubrication and Lubricants, 222:2, 1937.
- [36] J.F.Archard.
The temperature of rubbing surfaces.
Wear, 2:438–455, 1959.
- [37] J.R. Barber.
The influence of thermal expansion on the friction and wear processes.
Wear, 10:155–159, 1967.
- [38] J.R. Barber.
Some thermoelastic contact problems involving frictional heating.
Quarterly Journal of Mechanics and Applied Mathematics, 29:1–13, 1976.
- [39] R.A. Burton.
Thermal deformation in frictionally heated contact.
Wear, 59:1–20, 1980.
- [40] F. F. Ling F. E. Kennedy.
A thermal, thermoelastic and wear simulation of a high energy sliding contact problem.
Journal of Lubrication Technology. Trans. of ASME, 96:497–507, 1974.

- [41] T.F.J.Quinn.
American Society of Lubrication Engineers Transactions, 10:158–168,
1967.
- [42] T.F.J.Quinn D.M.Rowson.
Frictional heating and the oxidational theory of wear.
Journal of Physics D: Applied Physics, 13:209–219, 1980.
- [43] T.F.J.Quinn.
Review of oxidational wear, part i: The origins of oxidational wear.
Tribology International, 16:257–271, 1983.
- [44] T.F.J.Quinn.
Review of oxidational wear, part ii: Recent developments and future
trends in oxidational wear research.
Tribology International, 16:305–315, 1983.
- [45] R.A.Burton.
Thermal stress in a two dimensional (plane stress) half space for a mo-
ving heat input.
Wear, 79:1–9, 1982.
- [46] F.D.Ju J.H.Huang.
Thermomechanical cracking due to moving frictional loads.
Wear, 102:81–204, 1985.
- [47] B-Y. Ting and W.Winer.
A Proposed Thermomechanical Wear Theory, chapter 4.13, pages 125–
131.
Springer–Verlag, 1st edition, 1988.
ISBN 0-387-96656-0.
- [48] H.Czichos D.Klaffke E.Santner M.Woydt.
Advances in tribology: the materials point of view.
Wear, 190:155–161, 1995.
- [49] Teuvo Kohonen.
Self–organizing maps.
Springer Series in Information Sciences, Berlin, Heidelberg, 30, 1995.
- [50] S. Lek J.L. Giraudel.
A comparison of self–organizing map algorithm and some conventional
statistical methods for ecological community ordination.
Ecological Modelling, (146):329–339, 2001.
CNRS, UMR 5576, CESAC–Université Paul Sabatier, 118 Route de Nar-
bonne 31062 Toulouse, Cedex, France.
- [51] Teuvo Kohonen.
The self–organizing map.
Neurocomputing, (21):1–6, 1998.

- Helsinki University of Technology, Neural Networks Research Centre,
P.O. Box 2200, FIN-02015 HUT, Finland.
- [52] Michaël Danger Gérard Lacroix Loïc Ten-Hage Joséphine Leflaivea,
Régis Céréghino.
Assessment of self-organizing maps to analyze sole-carbon source utilization profiles.
Journal of Microbiological Methods, (62):89–102, 2005.
- [53] Panu Somervuo Teuvo Kohonen.
Self-organizing maps of symbol strings.
Neurocomputing(1998), (21):19–30, 1998.
Helsinki University of Technology, Neural Networks Research Centre,
P.O. Box 2200, FIN-02015 HUT, Finland.
- [54] Iván Machón González Hilario López García.
Self-organizing map and clustering for wastewater treatment monitoring.
Engineering Applications of Artificial Intelligence, (17):215–225, 2004.
Departamento de Ingeniería Eléctrica, Electrónica de Computadores y
Sistemas, Escuela Politécnica Superior de Ingeniería, Universidad de
Oviedo, Edificio Departamental 2. Zona Oeste, Campus de Viesques
s/n., Gijón 33204 (Asturias), Spain.
- [55] P. Endén S. Haavisto S.-L. Jämsä-Jounela, M. Vermasvuori.
A process monitoring system based on the kohonen self-organizing
maps.
Control Engineering Practice, (11):83–92, 2003.
- [56] S. Haykin.
NeuralNetworks: A Comprehensive Foundation.
Macmillan College Publishing Comp., New York, USA, 1994.
- [57] Jussi Ahola Juha Vesanto.
Hunting for correlations in data using the self-organizing map.
In ICSC Academic Press, editor, *International ICSC Congress on
Computational Intelligence Methods and Applications (CIMA '99)*,
number 22–25, pages 279–285, Rochester, New York, USA, 1999.
- [58] Esa Alhoniemi Juha Parhankangas Juha Vesanto, Johan Himberg.
Som toolbox for matlab 5.
Technical Report A57, Helsinki University of Technology, P.O.Box 5400,
FIN-02015 HUT, Finland, April 2000.
ISBN 951-22-4951-0, ISSN 1456-2243.