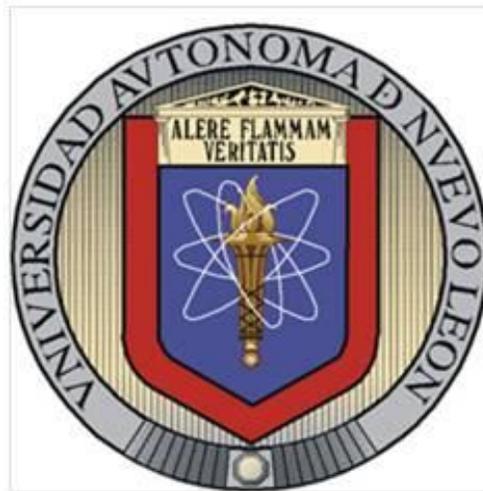


UNIVERSIDAD AUTÓNOMA DE NUEVO LEÓN

FACULTAD DE INGENIERÍA MECÁNICA Y ELÉCTRICA

DIVISIÓN DE POSTGRADO



“INCREMENTO DE LA PRODUCTIVIDAD A TRAVÉS DE LA OPTIMIZACIÓN DEL PROCESO DE MAQUINADO Y EL CONTROL DE MICROESTRUCTURA DE UNA PIEZA DE TRABAJO”

Por

DOUGLAS IVAN QUIÑONES SALINAS

TESIS

Como requisito parcial para obtener el Grado de Maestría en
Ciencias de la Ingeniería Mecánica con Especialidad en Materiales.

CIUDAD UNIVERSITARIA

Noviembre, 2013

UNIVERSIDAD AUTÓNOMA DE NUEVO LEÓN

FACULTAD DE INGENIERÍA MECÁNICA Y ELÉCTRICA

DIVISIÓN DE POSTGRADO



**“INCREMENTO DE LA PRODUCTIVIDAD A TRAVÉS DE LA
OPTIMIZACIÓN DEL PROCESO DE MAQUINADO Y EL
CONTROL DE MICROESTRUCTURA DE UNA PIEZA DE
TRABAJO”**

Por

DOUGLAS IVAN QUIÑONES SALINAS

TESIS

Como requisito parcial para obtener el Grado de Maestría en
Ciencias de la Ingeniería Mecánica con Especialidad en Materiales.

CIUDAD UNIVERSITARIA

Noviembre, 2013

Hoja de Revisión

Los miembros del comité de Tesis recomendamos que la Tesis “**Incremento de la productividad a través de la optimización del proceso de maquinado y el control de microestructura de una pieza de trabajo**” realizada por el Ingeniero Douglas Ivan Quiñones Salinas con número de matrícula 1331432, sea aceptada como opción para el grado de Maestro en Ciencias de la Ingeniería Mecánica con especialidad en Materiales.

El Comité de Tesis

Dr. Rafael David Mercado Solís
Presidente

Dr. Luis A. Leduc Lezama
Secretario

Dr. Florentino Fernández Guzmán
Vocal

Vo.Bo.
Dr. Moisés Hinojosa Rivera
Subdirector de la División de Estudios de Posgrado

San Nicolás de los Garza, N.L., noviembre de 2013

Dedicatoria

Para la mamá más maravillosa del mundo, Sandra Neida Salinas González y para mi padre Miguel Quiñones Fuentes, mi socio creativo. Se los dedico porque me han ayudado en todo momento y en forma magnífica en toda la parte de mi vida, con su increíble cariño, percepción y empuje inigualable.

Para mi hermano “Mike” por ser el principal guía y apoyo de mi vida personal y profesional.

Para mi hermana “Jullis” por apoyarme en cuanto lo necesito.

Para mis preciosos sobrinos Damián, Dilan y Avril.

Para mis amigos “mis dedos de las manos”.

Muchas gracias por apoyarme a finalizar esta meta.

Agradecimientos

Esta investigación no hubiera sido posible sin el apoyo de:

Consejo Nacional de Ciencia y Tecnología.

Facultad de Ingeniería Mecánica y Eléctrica.

Al Dr. Rafa Mercado por su apoyo y confianza todos estos años de conocerlo. Por su visión y capacidad de organización para ayudarme a realizar y propagar esta meta en mi vida profesional.

Al Dr. Luis Leduc por su apoyo y consejos, por la paciencia de mi lento aprendizaje y por compartirme sus conocimientos.

Al Dr. Florentino Fernández por su apoyo y consejos recibidos durante mi estancia en Frisa.

Al Ingeniero Edgar Ivan Saldaña, sin el mi incorporación a Frisa no hubiera sido posible, se lo agradezco mucho. Gracias por la paciencia de mi lento aprendizaje y por ser el principal guía del desarrollo experimental de mi proyecto de tesis.

Al ingeniero Francisco Caldera por su inigualable apoyo y consejos dados durante mi estancia en el área de maquinados, y por su incondicional tutoría sobre los procesos de maquinado.

A mis amigos, “mis dedos de las manos”: Nelson Garza (Nelsin), Jose Luis Silva (JLu), América Barbosa (ChiChi), José Enrique Espinosa (Pp), Carmen Julia Martínez (La FASTER), Hector Leal (Hktrin), Sandra Lucio, Yair Barrón (Yayo), Carlos Vázquez Rodríguez (Carlotes) y Mayra Rodríguez (Mayrilla) por apoyarme siempre y estar cuando más lo necesito, por alentarme a terminar la tesis, sacarme de la rutina, poder desahogarme y divertirme en ratos, les estaré siempre agradecido.

Y a mis compañeros del posgrado por su apoyo durante la maestría.

A todos los que en Frisa García y Santa Catarina me ayudaron a desarrollar este proyecto. Los del área de maquinados por recibirme tan bien en la empresa, el área de procesos de forja y T.T., el área de metalurgia, a los laboratorios. Muchas gracias por permitirme aprender de los procesos, de muchos equipos y sobre todo de ustedes a la hora de trabajar. Fueron tantas personas, ¡Muchas Gracias!

“La mitad de la vida es suerte, la otra mitad es disciplina; y ésta es decisoria ya que, sin disciplina, no se sabría por dónde empezar con la suerte”...

Carl Zuckmayer

INDICE

RESUMEN	1
CAPÍTULO 1.	
Introducción	2
CAPÍTULO 2	
Revisión Bibliográfica	5
2.1 Acero de medio carbono.	5
2.1.1 Acero de medio carbono 8630.	5
2.2 Proceso de maquinado.	6
2.3 Vida útil de la herramienta: desgaste y falla.	7
2.4 Maquinabilidad.	10
2.4.1 Maquinabilidad de aceros de medio carbono.	11
2.5 Herramientas de corte.	12
2.6 Proceso de forja.	14
2.6.1 Forja para aceros de medio carbono.	14
2.7 Proceso de tratamiento térmico.	15
2.7.1 Tratamientos térmicos para aceros al carbono.	15
2.7.2 Normalizado.	17
2.7.3 Relevado de esfuerzos.	17
2.8 Solidificación, segregación y bandeo en aceros.	19
2.8.1 Solidificación dendrítica y segregación.	19
2.8.2 Trabajo en caliente y su efecto en la solidificación de la estructura.	21
2.8.3 Microestructuras bajo el efecto de bandeo.	22
2.9 Diagrama de transformación por enfriamiento continuo para el	

acero 8630M.	23
Referencias capítulo 2	26
CAPÍTULO 3	
PROCEDIMIENTO EXPERIMENTAL	28
3.1 Introducción.	28
3.2 Material de trabajo.	28
3.3 Identificación de la ruta de proceso del material seleccionado.	29
3.3.1 Proceso de forja.	29
3.3.2 Proceso de maquinado.	30
3.4 Monitoreo y recolección de principales variables del proceso de maquinado.	31
3.5 Maquina y herramientas empleadas durante el proceso de maquinado.	33
3.6 Análisis estadístico multivariable.	38
3.7 Análisis de Falla de insertos.	38
3.8 Caracterización en piezas para laboratorio.	39
3.8.1 Microestructura.	40
3.8.3 Pruebas mecánicas.	42
3.8.4 Macroataques.	43
3.9 Tratamientos térmicos propuestos para maquinado de Normalizado y Relevado de esfuerzos.	44
3.10 Caracterización de probetas de tratamientos térmicos propuestos.	45
Referencias capítulo 3	46
CAPÍTULO 4	

RESULTADOS	47
4.1 Introducción.	47
4.2 Monitoreo de las variables del proceso del maquinado.	47
4.3 Análisis estadístico multivariable.	48
4.4 Análisis de tipo de falla de los insertos.	48
4.5 Caracterización microestructural y macroestructural.	49
4.5.1 Condición de forja y tratamiento térmico original.	49
4.5.2 Tratamientos térmicos propuestos (normalizado y relevado de esfuerzos).	52
4.5.3 Ensayo Jominy.	55
4.6 Curvas de dureza HRC del ensayo de templabilidad Jominy.	56
4.7 Microdureza Vickers de la pieza en la condición de forja, tratamientos térmicos propuestos y de ensayo Jominy.	57
4.8 Pruebas mecánicas.	61
4.9 Curvas de enfriamiento.	61
CAPÍTULO 5	
Discusión	64
5.1 Principales variables que influyen durante el proceso de maquinado.	64
5.2 Frecuencia del tipo de falla durante el proceso de maquinado.	65
5.3 Fases, segregación y bandeado presente en el conector de tubería de acero 8630M.	68
5.4 Comparativo de durezas en el conector de tubería y sus diversas condiciones.	74
5.4.1 Comparativo de microdureza Vickers en probetas Jominy	

para las diferentes condiciones.	74
5.5 Comparativo de propiedades de piezas en sus diferentes condiciones.	76
5.6 Curvas de enfriamiento de los tratamientos térmicos propuestos	81
Referencias capítulo 5	83
CAPÍTULO 6	
CONCLUSIONES	84
CAPÍTULO 7	
TRABAJO A FUTURO	86

Resumen

El objetivo principal de este proyecto fue la evaluación de específicas herramientas de corte dentro de una planta de maquinados de la compañía forjadora FRISA. Tal evaluación se llevo a cabo en un proceso de maquinado en torno vertical, mediante la aplicación de parámetros de corte implementados por cada fabricante de los insertos utilizados y con la finalidad de analizar el desgaste de los filos durante el maquinado de un acero de medio carbono 8630M.

La evaluación se realizo en base a una comparativa de insertos de distintos grados y fabricantes en conjunto con la selección de los parámetros de corte más adecuados para el proceso de torneado, obtenidos a partir del monitoreo realizado durante el proceso de maquinado.

Durante el desarrollo de la investigación se pudo observar el bajo nivel de maquinabilidad de la pieza de trabajo, así como los elementos que influyen en este fenómeno. Bajo la caracterización metalúrgica del acero de medio carbono 8630M, se apreciaron los posibles factores que afectan el maquinado, como la morfología macroestructural de dendritas y bandeado que presentaba el material después del proceso de forja en dados cerrados.

Con la literatura consultada y la experiencia de la compañía forjadora se propusieron tratamientos térmicos de normalizado y relevado de esfuerzos, con la finalidad de mejorar el nivel de maquinabilidad, homogenizando su microestructura y bajando la dureza del acero de medio carbono agregándose posterior al proceso de forja.

Con la caracterización metalúrgica de cada tratamiento térmico propuesto y comparando los resultados con las condiciones de la pieza en condición de forja y tratamiento térmico original (normalizado +templado +revenido) se pudo predecir cual tratamiento pueda proveer un mejor nivel de maquinabilidad con respecto a las mejores propiedades mecánicas obtenidas.

CAPÍTULO 1.

Introducción

La empresa FRISA es líder en la manufactura de anillos sin costura mediante el proceso de forja y rolado para aplicaciones aeroespaciales y de generación de energía. La industria petrolera solicita a FRISA el proceso de forja por dado cerrado, tratamiento térmico y maquinado para la manufactura de conectores de tubería.

El proceso de maquinado es otra de las aéreas dentro de la compañía forjadora con mayor demanda, maquinando anillos rectos o anillos con geometrías complicadas. Sin embargo, los aceros de medio carbono 8630M forjados por la técnica de dado cerrado para la aplicación de conectores de tubería petrolera, han traído problemas durante el maquinado debido al desgaste prematuro de los insertos de corte y haciendo difícil seleccionar un grado de inserto entre resistencia al desgaste y tenacidad y los parámetros de corte adecuados.

El objetivo de este proyecto es definir los parámetros óptimos del proceso y el inserto más conveniente para incrementar la productividad en el maquinado de conectores para tubería petrolera de acero medio carbono 8630M.

Para lograr lo anterior, se llevo a cabo el monitoreo del proceso de maquinado con el fin de determinar, mediante un análisis estadístico multivariable, como prolongar la vida útil de los insertos de corte en base a las condiciones del proceso.

En base al monitoreo mencionado anteriormente se identificaron importantes variaciones dentro de la pieza de trabajo. Estas observaciones sugieren que las piezas de trabajo no se encuentren microestructuralmente homogéneas, posiblemente debido a su trabajo en forja o a las condiciones de enfriamiento a las cuales se expone después del proceso de forja en dado cerrado. Esto es respaldado por observaciones preliminares en metalografías y mediciones de

dureza; sin embargo se necesita de más trabajo en laboratorio para confirmar estas suposiciones.

Hasta este punto el proyecto necesitó de una nueva línea de proceso el cual produzca una microestructura más homogénea, blanda y por lo tanto con un nivel de maquinado más óptimo. Para lograr esto el trabajo se orientó a proponer operaciones de tratamientos térmicos entre el proceso de forja en caliente y el proceso de maquinado, posiblemente siendo la opción más viable. Entonces, se diseñaron una serie de tratamientos térmicos experimentales a nivel laboratorio con el fin de caracterizar y evaluar el nivel de maquinabilidad de las microestructuras resultantes.

Basándose en los mejores resultados de las pruebas en laboratorio, las mejores propiedades mecánicas, microestructura y nivel de maquinabilidad nos indicara que tratamiento térmico es el más apto para desplegarlo a nivel industrial.

Hipótesis

Desde un punto de vista metalúrgico es posible comprender el comportamiento tan variado en el proceso de maquinado de un conector de tubería de acero de medio carbono 8630M, bajo el análisis de los parámetros de corte y la caracterización de los procesos previos como forja por impresión y tratamiento térmico.

Objetivo general

Objetivo en maquinado, Enfoque metalúrgico: Entender el fenómeno metalúrgico en el conector de tubería en relación con el desgaste prematuro de los Insertos.

El objetivo de este proyecto es definir los parámetros óptimos del proceso y el inserto más conveniente para incrementar la productividad en el maquinado de conectores para tubería petrolera de acero medio carbono AISI/SAE 8630.

Objetivos particulares

Primer parte:

- Generar una base de datos con las variables críticas del procesos de maquinado.
- Análisis de diferentes variables de maquinado y su efecto en el proceso.
- Proveer el grado de inserto(s) y determinar los parámetros óptimos del proceso de maquinado para un conector de acero 8630M en condición de forja.

- Desarrollo de un modelo estadístico que relacione las variables metalúrgicas y su efecto en el proceso de maquinado.
- Análisis de falla en Insertos.

Segunda parte:

- Análisis, monitoreo y caracterización de las diferentes variables metalúrgicas en las condiciones de forja y tratamiento térmico original y su efecto en el proceso de maquinado.
- Desarrollar un diseño de experimentos que permita correlacionar el proceso de tratamiento térmico posterior a la forja y su efecto en la maquinabilidad del conector de acero 8630M.
- Desarrollar un proceso de tratamiento térmico en orden de optimizar la maquinabilidad de un conector de acero 8630M.
- Determinar la velocidad de enfriamiento óptima después del proceso de forja.
- Caracterización de los resultados de las piezas con tratamientos térmicos propuestos.

CAPÍTULO 2

Revisión Bibliográfica

2.1 Acero de medio carbono.

Los aceros de medio contenido de carbono, tienen de 0.30% a 0.60% [5], de carbono, pueden ser templados a martensita o bainita particularmente si el tamaño de la pieza es pequeño. El mejor balance de propiedades para aceros de medio contenido de carbono se obtiene cuando se está entre la alta resistencia y ductilidad de un acero de bajo carbono y con la fuerza y la dureza de un acero con alto contenido de carbono [1].

Estos aceros son muy populares en numerosas aplicaciones mecánicas y generalmente se utilizan en aplicaciones que requieren una mayor resistencia que la disponible en los aceros al bajo carbono, como en maquinaria, partes de equipos automotores y agrícolas, equipo ferroviario, tuberías petroleras y partes de maquinaria para el trabajo de los metales [2].

2.1.1 Acero de medio carbono AISI 8630.

El AISI 8630 es un acero de medio carbono aleado con cromo, níquel y molibdeno como principales elementos de aleación, que responde fácilmente al endurecimiento. La dureza de una superficie templada usualmente esta en el rango de 46 a 52 HRC. Debido a su alto nivel de dureza, estos aceros suelen usarse en soldadura. Generalmente está disponible en varios productos incluyendo tubos usados para producir estructuras soldadas. AISI 8630 es un acero de fácil forja y puede ser soldado por cualquiera de las técnicas de soldadura conocidas [2].

La secuencia de procesamiento recomendada es [2]:

- Forja
- Normalizado
- Recocido
- Maquinado de desbaste
- Austenizado y temple
- Revenido
- Maquinado final.

2.2 Proceso de maquinado.

Existe un estándar para llevar un monitoreo y evaluar la vida de herramientas durante un proceso de maquinado. La norma ISO 3685 [3, 4] se encarga del análisis de durabilidad en herramientas de corte durante el maquinado pero con herramientas de aceros de alta velocidad. A diferencia de la norma, el monitoreo solo se enfocó en las principales variables de maquinado como avance, velocidad de giro y profundidad de corte y se descartaron otras como fuerza de corte y rugosidad en la pieza de trabajo. Además se utilizaron insertos de carburo de tungsteno recubiertos no aceros de alta velocidad como la ISO 3685 lo solicita.

El proceso de maquinado es una parte importante para el acabado de un producto final. El desempeño del proceso de maquinado es altamente influenciado por la calidad y el acabado superficial producido por el proceso previo así como su condición metalúrgica y mecánica. Sin embargo, las variables que se toman comúnmente para analizar el proceso de maquinado no siempre son suficientes, por lo que se tiene que estudiar más a fondo el material a maquinar, así como los procesos previos al maquinado y la transformación metalúrgica que el material pudiera experimentar durante cada proceso. A continuación se mencionaran algunas investigaciones que se han llevado a cabo con el fin de encontrar los parámetros óptimos para maquinar algunos aceros.

El proceso de maquinado consiste en retirar material de la superficie de una pieza de trabajo mediante la producción de virutas. Para llevar a cabo este proceso existen varios métodos como el torneado, el tronzado, el fresado de careado y el fresado frontal [5]; para este proyecto en particular el método de maquinado a analizar es el torneado.

Durante el proceso de torneado (que se muestra esquemáticamente en la **figura 2.1**) la herramienta de corte se ajusta a cierta profundidad de corte " d " y se desplaza en la dirección del avance " f " a determinada velocidad mientras la pieza de trabajo esta amordaza por el chuck que gira " N " [5].

El avance es la distancia que la herramienta se desplaza horizontalmente por cada revolución de la pieza, tal como se muestra en la **figura 2.1**. Este movimiento de la herramienta produce una viruta, que se mueve hacia arriba de la cara de la herramienta, para dar el acabado requerido desde un diámetro inicial " D_o " hasta un diámetro final " D_f ". [5].

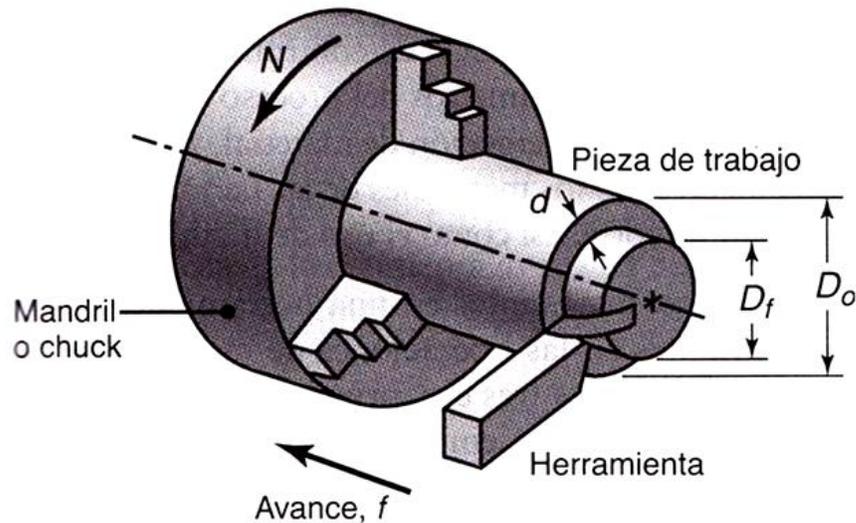


Figura 2.1 Proceso de torneado donde se muestran los principales parámetros de corte como avance, profundidad de corte y velocidad de giro [5].

2.3 Vida útil de la herramienta.

Las herramientas de corte se someten a (a) elevados esfuerzos localizados en la punta de la herramienta, (b) altas temperaturas, sobre todo a lo largo de la cara de ataque, (c) deslizamiento de la viruta a lo largo de la cara de ataque y (d) deslizamiento de la herramienta a lo largo de la superficie recién cortada de la pieza de trabajo. Estas condiciones inducen desgaste de la herramienta, el cual es un factor importante en todas las operaciones de maquinado. El desgaste de la herramienta afecta de manera adversa la vida útil de la herramienta, la calidad de la superficie maquinada y su precisión dimensional y, por consecuencia, la economía de las operaciones de maquinado [5]. La rapidez del desgaste de la herramienta depende de los materiales de la misma y de la pieza de trabajo, de la geometría de la herramienta, de los parámetros del proceso, de los fluidos de corte y de las características de la máquina-herramienta. El desgaste de la herramienta y los cambios en su geometría

durante el corte se manifiesta de diferente manera. Para este trabajo se clasificaron en 9 categorías las cuales se muestran en la **figura 2.2** y se explican a continuación.



Figura 2.2 Los nueve tipos de desgaste que se pueden presentar en un inserto durante un proceso de corte.

Desgaste de flanco. Este tipo de desgaste ocurre en la cara de alivio (o flanco) de la herramienta [7]. Por lo general se atribuye al rozamiento de la herramienta a lo largo de la superficie maquinada, lo que origina un desgaste adhesivo o abrasivo, y altas temperaturas, que afectan de manera adversa las propiedades del material de la herramienta. Al aumentar la temperatura, el desgaste de flanco se incrementa con rapidez [5].

Craterización. El desgaste del cráter [7], se produce sobre el plano de ataque o desprendimiento de viruta, por la acción que la viruta ejerce sobre esta zona de la herramienta. Este tipo de desgaste se manifiesta particularmente sobre materiales tenaces, que forman viruta larga, y la geometría del cráter es más difícil de medir, debiendo emplearse técnicas de medición especializadas [6].

La ubicación de la profundidad máxima de craterización coincide con la ubicación de la temperatura máxima en la interfaz herramienta-viruta [5]. El patrón de craterización en la herramienta coincide con el patrón de

decoloración, que es una indicación de la presencia de temperaturas elevadas [5].

Los factores que influyen en el desgaste de flanco también influyen en la craterización. Por lo general este tipo de desgaste se atribuye a un mecanismo de difusión, esto es, el movimiento de átomos a través de la interfaz herramienta-viruta. El recubrimiento de las herramientas es un medio efectivo para reducir la velocidad del proceso de difusión, disminuyendo así la craterización [5].

Desgaste de muesca. Esta región es el límite en la que la viruta ya no se encuentra en contacto con la herramienta. Teniendo la línea de profundidad de corte (DOC, por sus siglas en inglés) con una profundidad determinada dicho límite oscila debido a las variaciones inherentes durante la operación de corte. Esta región está en contacto con la superficie maquinada generada durante el corte anterior, la delgada capa endurecida por trabajo que se puede desarrollar contribuye a la formación de ranuras de desgaste [5].

La cascarilla y las capas de óxido en la superficie de una pieza de trabajo también producen desgaste de muesca, ya que estas capas son duras y abrasivas. Por lo tanto, no deben realizarse cortes ligeros sobre piezas de trabajo oxidadas, y la profundidad de corte debe ser mayor que el espesor de la capa de óxido o de la capa endurecida por trabajo [5].

Borde acumulado (BUE). El borde acumulado (BUE, por sus siglas en inglés Built-up Edge) tiene la mayor influencia sobre el acabado superficial [7]. El daño considerable que el BUE causa sobre la superficie se manifiesta en marcas de rayado que se desvían de las ranuras rectas que deberían ser el resultado del maquinado normal [5].

Deformación plástica. También llamado, “*desgaste de la punta*”, es el redondeo de una herramienta afilada, debido a los efectos mecánicos y térmicos [7]. Esto desafilada la herramienta, afecta la formación de viruta y provoca rozamiento de la herramienta sobre la pieza de trabajo, elevando su temperatura y posiblemente induciendo esfuerzos residuales en la superficie maquinada. En principio, este tipo de desgaste se puede identificar con ayuda de un microscopio observando un redondeo del filo [5].

Rotura térmica [7] ó agrietamiento. Es común identificar la rotura térmica o agrietamiento perpendicularmente al filo de corte de la herramienta y observándose desde la cara de ataque [7]. Este tipo de falla se produce debido al choque térmico durante el proceso de corte. Se pueda deber a que el fluido de lubricación se interrumpa durante el corte y el constante contacto de la

herramienta con la pieza de trabajo en ambiente seco, provoque un sobre calentamiento, que al momento de ser nuevamente enfriado por el lubricante se produzca una grieta en la superficie [5].

Despostillamiento-escoriación. También llamado “*astillado*”, es un desgaste similar al astillado de la punta de un lápiz si está demasiado afilado. En este caso, se rompe un pequeño fragmento en el filo o borde de la herramienta [7]. Este tipo de desgaste también puede ser consecuencia de grietas o defectos previos en la herramienta [5].

Las causas principales del despostillamiento-escoriación son [5]:

- El impacto mecánico, es decir, el impacto debido al corte interrumpido.
- La fatiga térmica, es decir, las variaciones cíclicas en la temperatura de la herramienta en el corte interrumpido.

Los fragmentos despostillados de la herramienta de corte pueden ser muy pequeños, o pueden ser relativamente grandes llamándose entonces despostillamiento grueso, o incluso produciendo otro tipo de desgaste como fracturas o fallas catastróficas. El despostillamiento se puede reducir seleccionando materiales para herramientas con resistencia al alto impacto y al choque térmico [5].

Martilleo de viruta. Es el daño a la cara de incidencia del inserto debido al constante cincelado por las virutas largas. Este tipo de desgaste no es muy grave, sin embargo, puede ser el principio de un efecto de difusión entre la herramienta y la viruta, produciendo a su vez desgaste de craterización.

Fractura. Es la falla catastrófica repentina de una herramienta de corte debido al desprendimiento de una gran parte de esta. Este tipo de falla puede ser resultado del final de todos los otros tipos de desgaste, aunque puede suceder sin desgaste o advertencia previos [7].

2.4 Maquinabilidad.

En todo proceso de maquinado existen diferentes factores que influyen sobre el desgaste de la herramienta: el material a maquinar, el material de la herramienta de maquinado, los parámetros de corte, la geometría del material a maquinar, el tipo de máquina-herramienta, etc. La maquinabilidad en aceros ha sido investigada por algunos autores como R. Castellanos. La metodología a la que se recurre comúnmente es el investigar el tipo de material y equipos de trabajo, las maquinas herramientas empleadas, los parámetros de corte del método de corte empleado, el análisis del desgaste, la vida útil de la

herramienta, el tipo de viruta producida, entre otras variables como rugosidad y fuerzas producidas durante el proceso [6], principales factores a analizar por la norma ISO 6385 [2].

Por lo tanto, una buena maquinabilidad indica un buen acabado superficial y una buena integridad superficial, una larga vida útil de la herramienta y bajos requerimientos de fuerza y potencia [5].

La compleja naturaleza de las operaciones de maquinado hace difícil establecer relaciones que definan en forma cuantitativa la maquinabilidad de un material en particular. En la práctica de maquinado, por lo general, se considera que la vida útil de la herramienta y la rugosidad superficial son los factores más importantes de la maquinabilidad [5]. Sin embargo ya no se usan mucho debido a su naturaleza cualitativa y engañosa, por muchos años ha existido la capacidad o nivel de maquinabilidad para cada tipo de material y sus condiciones. Entonces es donde se presentan las recomendaciones específicas de los parámetros de corte como el avance, la velocidad, la profundidad y las herramientas de corte, su geometría, los fluidos de corte para el proceso de maquinado y la condición de la pieza de trabajo.

2.4.1 Maquinabilidad de aceros de medio carbono.

Los aceros tienen un amplio intervalo de maquinabilidad, según su ductilidad y su dureza. Si son demasiado dúctiles, la formación de viruta puede producir un borde acumulado y provocar un acabado superficial deficiente; si el acero es demasiado duro, puede originar un desgaste abrasivo a la herramienta debido a la presencia de carburos en el acero. Desde el punto de vista de la maquinabilidad, son deseables los aceros al carbono trabajados en frío [8].

Durante el torneado de aceros de medio carbono ocurren dos fenómenos el corte plástico y el microagrietamiento. Estos aceros de medio carbono contienen de 40 a 75% de perlita dependiendo del ciclo térmico dado. La fase cementita, la cual es dura y no deformable, causa microhuecos en las zonas cortantes que facilitan la remoción de material [8].

Después del proceso de acabado final en el torneado de aceros de medio carbono, resulta una superficie más lisa que un acero de bajo contenido de carbono. Sin embargo, las fuerzas de corte y el desgaste de la herramienta de corte aumentan si se eleva el contenido de carbono en la aleación [8].

Las velocidades de corte deben disminuirse cuando se incrementa el contenido de carbono. El aumento en la cantidad de las laminas de perlita y cementita son abrasivas para la herramienta de corte. Los tratamientos de revenido o

normalizado en un acero de medio carbono mejoran la maquinabilidad engrandeciendo la fase perlítica. Estructuras más bastas son ideales para el maquinado de aceros de medio carbono [8].

R. Suresh [9], reporta la variación de los parámetros de corte para encontrar las más óptimas para el inserto determinado, así como aprovechar la variedad de grados y recubrimientos en insertos y definir cuál sería el más indicado para la pieza a maquinar. El desarrollo de modelos matemáticos con el fin de encontrar los parámetros óptimos ha sido otro de los métodos empleados.

La maquinabilidad también ha sido estudiada en aceros que presentan múltiples faces, donde las propiedades de tales aceros varían debido a su heterogeneidad microestructural [10]. Para mejorar la maquinabilidad se han empleado tratamientos térmicos con el fin de homogenizar la microestructura y del mismo modo las propiedades de la pieza de trabajo. Tratamientos térmicos de normalizado, templado y revenido, recocido y relevado de esfuerzos han sido utilizados en la metodología de

Biermann D. [12] compara la maquinabilidad de un acero bainítico con la de aceros tratados térmicamente mediante temple y revenido. Somete a ambos aceros a las mismas condiciones de corte con tres grados de insertos y mide la maquinabilidad mediante componentes de fuerza inducida durante el corte, tipo de rebaba producida y tipo de desgaste producido en los insertos durante el corte. Al final concluye que el acero bainítico puede ser maquinado bajo las mismas condiciones de corte que los aceros templados-revenidos y recomienda parámetros de corte para una vida útil del inserto.

Luis Felipe Verdeja [13] utilizo el técnica de fresado para maquinar un acero AISI 8620, el cual promueve como eficiente para evaluar la maquinabilidad. Somete este acero a tratamientos como normalizado, recocido, relevado de esfuerzos, etc, con el fin de evaluar su nivel de maquinabilidad. Concluye que para maquinar un acero 8620, este necesita de una mezcla de microestructuras que son entre una ferrita “gomosa” y un grado específico de perlita laminar, correspondientes de un normalizado.

2.5 Herramientas de corte.

En el presente proyecto, se seleccionaron insertos de carburo de tungsteno, como herramienta de corte, de diferentes grados de resistencia al desgaste y tenacidad, esto con motivo experimental y en base a requerimientos de la industria.

La necesidad de tener una mayor y más rápida producción a bajo costo ha llevado a la industria a recurrir a la alteración de los parámetros de corte usando altas velocidades de corte y altos avances. Esto a su vez, aumenta la temperatura en la zona de corte disminuyendo la vida útil de la herramienta. Para encontrar las condiciones de corte óptimas, algunos investigadores han analizado el tipo de desgaste en las herramientas de corte, encontrando así los parámetros de corte más adecuados que alcancen la adecuada vida útil de la herramienta y resultando una alta producción. R. B. Da Silva [14] por ejemplo, maquinó con insertos recubiertos un acero AISI 1047. Investiga los parámetros de corte y el flujo de lubricante óptimo identificando el tipo de falla producida en los insertos, calculando las longitudes de corte y los volúmenes de remoción de la pieza de trabajo variando el flujo del lubricante empleado durante el maquinado. Las altas longitudes de corte y los altos volúmenes de remoción se alcanzaron mediante un flujo de lubricante debajo del comúnmente utilizado y con una velocidad de corte y avance determinados.

Para otros autores el uso de varios grados de insertos o diferentes tipos de recubrimientos ha sido la metodología para encontrar la herramienta adecuada para un determinado metal a maquinar. M.A. El Hakim [15] maquina un acero endurecido de alta velocidad mediante el uso de cuatro diferentes tipos de insertos: un inserto policristalino, un inserto policristalino recubierto con TiN, un inserto cerámico de Al_2O_3 mezclada con TiC y un inserto de carburo de tungsteno con recubrimiento multicapa. Estudiando el desgaste producido en los insertos y midiendo el desgaste de flanco en relación con el tiempo de maquinado es como determina el inserto adecuado para el acero endurecido de alta velocidad.

Tratamientos térmicos extras para los insertos de corte, han sido otra de las metodologías adoptadas por algunos investigadores, con el fin de preservar vida útil de las herramientas. Simranpreet Singh Gill [16] identifica el tipo de desgaste de un inserto de carburo de tungsteno tratado criogénicamente bajo condiciones de corte húmedas y secas. Mediante el maquinado continuo e interrumpido de aceros rolados y recocidos se miden el desgaste de flanco resultante en un determinado tiempo de corte. En condiciones húmedas y en seco el inserto se desempeña bien tanto en maquinado continuos así como interrumpidos.

La caracterización para identificar correctamente el tipo de falla que presente cada inserto durante el maquinado es importante. Las fotografías de la punta del inserto desgastada se identifican con los parámetros de corte bajo los que trabajo durante el corte. Este tipo de metodología ha sido adoptada por R. B. Da Silva [14] por ejemplo, identificando al inserto con el tipo de falla, la velocidad

de corte y el avance. M. Rogante los identifica con la velocidad de corte y la carga solicitada por el torno durante el maquinado de un acero AISI 1045 [17].

2.6 Proceso de forja.

El proceso de forja ha sido otro importante punto por investigar para mejorar las propiedades mecánicas de un determinado material. Incluso si se controla bien este proceso termomecánico puede reducir la manufactura de alguna pieza de trabajo. La literatura muestra una serie de experimentos donde combinan la forja con tratamientos térmicos con el fin de lograr las propiedades mecánicas y la microestructura deseadas para un determinado material. Esquemas que incluyen el proceso de forja previa a tratamientos térmicos, tipos de enfriamientos y microestructuras resultantes en una grafica de tiempo contra temperatura son ejemplo de la metodología empleada por algunos autores

Pasquale Russo Spena [18] analizo la relación entre la microestructura y las propiedades de tres aceros de medio carbono microaleados. Realizo experimentos en laboratorio sometiendo estos aceros a diferentes ciclos de forja de entre 750 y 1050°C y seguidos por una velocidad de enfriamiento al aire de entre 1 a 5°C/seg. Las altas temperaturas de forja lideran el incremento en la dureza, la cedencia y el esfuerzo de tensión, disminuyendo notablemente la tenacidad en los impactos. Lo anterior debido al aumento del volumen de perlita así como también de fases frágiles como bainita y martensita. El refinamiento de la microestructura se observo en los aceros forjados a 750°C beneficiando al esfuerzo de cedencia y a las tenacidades de los impactos, en especial cuando eran seguidos por el enfriamiento al aire.

2.6.1 Forja de aceros de medio carbono.

La selección de las temperaturas de forja para aceros al carbono se basa en el contenido de carbono, la composición de la aleación, el rango de temperaturas para una plasticidad óptima y la cantidad de reducción requerida para forjar la pieza de trabajo. De los factores mencionados anteriormente, el contenido de carbono es el que más influencia tiene sobre la temperatura límite de forja [19].

En el “ASM Metals Handbook Forming and Forging”, se recomiendan las temperaturas típicas de forja para varios aceros al carbono [19]. El acero de medio carbono AISI 8630 no aparece en la tabla, sin embargo se comparo con el AISI 8620 níquel, cromo, molibdeno, el cual indica la misma temperatura a la cual se trabajo el 8630M en la compañía forjadora. En general se describe que las temperaturas de forja disminuyen con el incremento de carbono y el contenido de elementos de aleación.

2.7 Proceso de tratamiento térmico.

Los efectos de microestructura y propiedades mecánicas de aceros rolados en caliente y tratados térmicamente ha sido objeto de estudio. El autor Yusuf Ozcatalbas [20] ha empleado tratamientos de normalizado y recocido con el fin de medir el nivel de maquinabilidad en un acero SAE 1050 rolado en caliente. La maquinabilidad se caracterizó midiendo la vida de la herramienta, la morfología de la rebaba, las fuerzas de corte utilizadas, la superficie final y la temperatura en la interface rebaba-herramienta. Mediante el recocido se logró aumentar el grosor de la microestructura de la fase perlítica, incrementando la ductilidad y las energías de impacto y en consecuencia ablandando el material y empeorando la maquinabilidad. Con el tratamiento de normalizado el bandeado desapareció y la ductilidad y la energía de impacto aumentaron. Al final de esta investigación se concluyó que no hubo relación entre las propiedades mecánicas y la maquinabilidad. Los tratamientos térmicos no influyen significativamente sobre las fuerzas de corte.

Las variaciones de microestructura también son un factor importante de analizar para mejorar el nivel de maquinado de algún material. Este fenómeno se llega a presentar cuando la pieza de trabajo presenta altas diferencias en su velocidad de enfriamiento, produciendo distintas microestructuras en un mismo plano del material o incluso a diferentes espesores hasta el interior del mismo [1].

Z.X. Qiao [21] presenta la relación de dureza y microestructura resultante de un acero 30CrNi3Mo en función de la velocidad de enfriamiento. Este acero presenta cuatro transformaciones de fase: una bainita granular, una bainita inferior, una martensita auto revenida y al final una martensita sin auto revenido, esto cuando la velocidad de enfriamiento aumentaba. La presencia de martensita auto revenida fue benéfica para la mejora del desempeño mecánico debido al endurecimiento por precipitación de granos de carburos.

2.7.1 Tratamientos térmicos para aceros al carbono.

Usualmente hay cuatro especificaciones principales que se demandan en los aceros forjados: en condición de forja sin ningún tratamiento térmico adicional, tratamiento térmico para maquinabilidad, tratamiento térmico para propiedades físicas/mecánicas finales o un tratamiento térmico especial para mejorar la estabilidad dimensional, particularmente para geometrías más complejas [1].

En condición de forja, la mayoría de los aceros forjados son tratados térmicamente antes de su uso, un gran tonelaje de aceros de bajo carbono (0.10 – 0.25%C) son usados en la condición de forja. En tales forjas, el nivel de maquinabilidad es bueno y se aumenta un poco la resistencia por medio de

tratamientos térmicos. Es interesante hacer notar que, comparando las propiedades producidas por normalizado, resistencia y maquinabilidad son por poco mejores, lo cual es atribuido a el hecho de que el tamaño de grano en forja es más grueso que en la condición de normalizado **[1]**.

Tratamiento térmico para maquinabilidad. Cuando un componente con maquinado final debió ser producido por una forja burda, la maquinabilidad se convierte en una consideración vital para optimizar la vida de la herramienta, incrementar la productividad o ambas. Las especificaciones del material de trabajo o el diseño de forja deben especificar un tratamiento térmico determinado. Sin embargo, cuando las especificaciones dan solo la máxima dureza o microestructura deseadas, se debe seleccionar el ciclo térmico más económico y efectivo. Los tratamientos térmicos deben incluir un recocido completo, un esferoidizado por recocido, un recocido subcrítico, normalizado, o normalizado y revenido. El tratamiento térmico seleccionado depende de la composición del acero y de las operaciones de maquinado a realizar. Algunos grados de aceros no pueden llegar a bajar su dureza, otros se hacen muy duros durante el enfriamiento desde la última temperatura después de la forja **[1]**.

Tratamiento térmico para propiedades físicas finales. El normalizado y el revenido pueden producir la dureza y el esfuerzo de tensión mínimo requerido. Sin embargo, para la mayoría de los aceros, se emplea un ciclo de austenizado y templado (en aceite, agua, o algún otro medio dependiendo del tamaño de la sección y dureza), seguido por un revenido para producir las propiedades de dureza, resistencia, ductilidad e impacto deseadas. Para aceros forjados que tienen variaciones dimensionales, es común aplicar normalizado antes del austenizado para producir un tamaño de grano uniforme y minimizar los esfuerzos residuales internos. En algunos casos es común usar el calor de la forja como un ciclo de austenizado y templar durante la misma forja. Después la forja es revenida para completar el ciclo térmico. Como sea, hay limitaciones económicas para este procedimiento **[1]**.

A continuación se describirán los tratamientos térmicos utilizados en el presente proyecto con el fin de analizar las propiedades mecánicas, microestructura y, si es posible, mejorar su maquinabilidad.

2.7.2 Normalizado.

Cuando no se requiere el máximo nivel de ablandamiento y el menor costo, se recurre al tratamiento térmico de normalizado [1]. En este tratamiento, el acero es calentado 60°C por arriba de la temperatura A_3 (hipoeutectoide) o A_{cm} (hipereutectoide), se mantiene a esta temperatura produciendo austenita uniforme, posteriormente se extrae del horno y se enfría en aire quieto. Las estructuras y propiedades resultantes dependen de la velocidad de enfriamiento [22]. Sin embargo, puede haber variaciones dependiendo del tamaño y geometría de la pieza metálica, en general se produce perlita fina con exceso de ferrita o cementita [1].

Basándose en la experiencia de producción y literatura [22], la temperatura de normalizado puede variar entre 27°C por debajo, hasta 55°C arriba de la temperatura indicada. La temperatura recomendada es de 900°C [19].

El propósito de este tratamiento térmico varía considerablemente. El normalizado puede incrementar o disminuir el esfuerzo y la dureza del acero, dependiendo del historial térmico y mecánico del producto. La mejora de la maquinabilidad, refinamiento de grano-estructura, homogenización y modificación de esfuerzos residuales son las principales razones del porque se hace un normalizado. Este tratamiento homogeniza los aceros en condición de fundición con el fin de romper o refinar las estructuras dendríticas y disminuir la dureza. De igual manera, para productos forjados, el tratamiento de normalizado ayuda a reducir la estructura de bandeado producido durante la forja en caliente, así también, las variaciones de tamaño de grano debido a las prácticas de forja [22].

Algo importante a considerar en un normalizado es que la velocidad de enfriamiento es diferente en las diferentes zonas de la pieza. Las propiedades variaran entre la superficie y el interior de la pieza, y habrá variaciones de las propiedades a distintas profundidades [1].

2.7.3 Relevado de esfuerzos.

Este tratamiento térmico puede ser empleado para reducir esfuerzos residuales en grandes fundiciones, ensambles soldados y productos formados en frío [1]. El relevado de esfuerzos no se encarga de proveer una estructura metalúrgica o propiedades en específico. Este tratamiento es usado para liberar esfuerzos que permanecen encerrados en la estructura como consecuencia de una secuencia de manufactura [22].

El tratamiento térmico de relevado de esfuerzos consiste en calentar la pieza de trabajo a temperaturas por debajo de A_1 (550 a 650°C), manteniéndose por un periodo de tiempo, y luego enfriarla lentamente [1]. Se debe tener cuidado de asegurar el enfriamiento uniforme, ya que si se crean nuevos esfuerzos residuales estos pueden ser igual o más grandes que aquellos que se pretendían eliminar [22].

Hay muchas fuentes de esfuerzos residuales; estos pueden ocurrir durante el procesamiento del material desde lingote hasta el producto final. Procesos como el rolado, fundición, o forja pueden ser generadores de esfuerzos residuales. Este fenómeno se presenta cuando un componente es trabajado más allá de su límite elástico, provocando la deformación plástica desuniforme en la pieza [22].

Hay varios factores que influyen en el relevado de esfuerzos residuales, incluyendo el nivel de esfuerzo, tiempo permisible para su relevado, temperatura y estabilidad metalúrgica [22]. La **figura 2.3** muestra el relevado de esfuerzos que se puede alcanzar manteniendo un componente por largos periodos de tiempo a una baja temperatura.

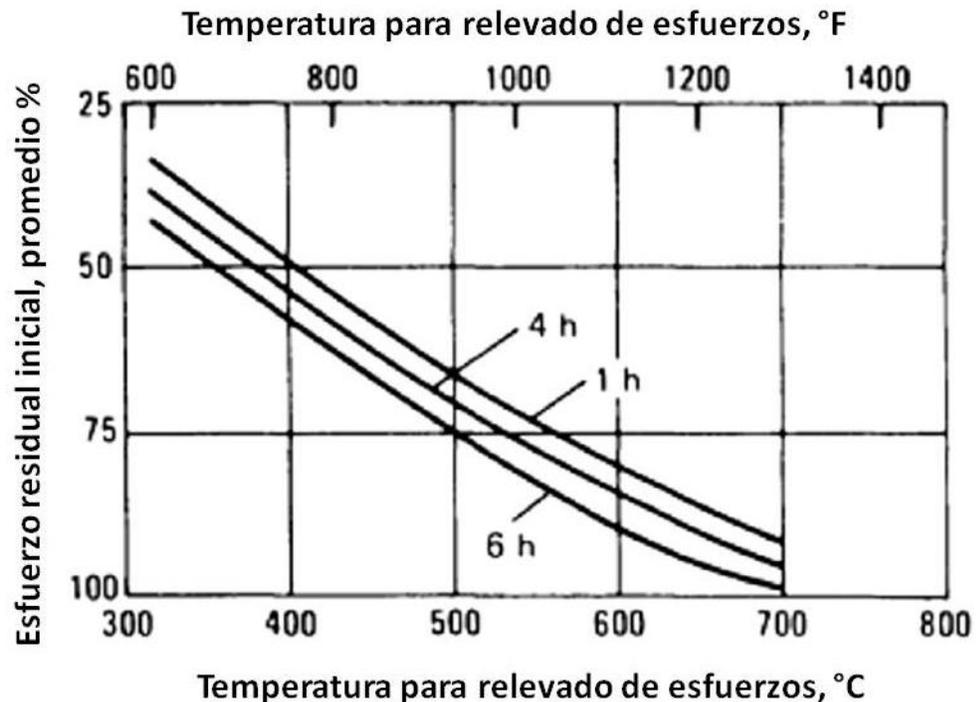


Figura 2.3 Relación entre tiempo y temperatura en el relevado de esfuerzos en un acero [22].

El esfuerzo residual se puede definir así mismo como el esfuerzo que permanece equilibrado o bloqueado dentro del cuerpo sin haberle aplicado

alguna carga externa o algún gradiente de temperatura. Hay dos tipos de esfuerzo residual [22]:

- *Esfuerzo macroresidual o de largo alcance*, es un esfuerzo de primer orden que representa el promedio de los esfuerzos sobre las varias fases presentes en el material. El esfuerzo macroresidual actúa sobre grandes regiones comparadas con el tamaño de grano del material. Usualmente, los ingenieros consideran este tipo de esfuerzo residual cuando diseñan partes mecánicas.
- *Esfuerzo microresidual o de corto alcance*, es un esfuerzo de segundo orden o esfuerzo de textura, el cual se asocia con defectos en redes atómicas (como vacancias, dislocaciones y dislocaciones apiladas) y precipitados finos (por ejemplo martensita). El esfuerzo microresidual es el promedio a través de un grano o parte de un grano del material.

Estos tipos de esfuerzos residuales pueden ser clasificados como esfuerzos de tensión y compresión localizados cerca de la superficie o en el cuerpo del material.

2.8 Solidificación, segregación y bandeo en aceros.

La definición de acero implica que los aceros son productos sólidos con una composición química uniforme a través de toda la pieza producida. En principio, un acero líquido, mientras que se trabaja, es uniforme en cuanto a su composición química. Por otro lado, la solidificación produce una partición macroscópica y microscópica en cuanto a sus elementos químicos, entre la fase líquida y el crecimiento de cristales sólidos, produciendo heterogeneidades en la distribución de los elementos químicos durante la completa solidificación posterior a la fundición [25].

En una escala microscópica, la segregación ocurre entre dendritas a través de la sección solidificada. La segregación microscópica es alineada con las bandas longitudinales producidas por el rolado en caliente, y consecuentemente es llamado bandeo, especialmente cuando aparecen como bandas alternadas de diferentes constituyentes microestructurales [26].

2.8.1 Solidificación dendrítica y segregación.

En esta sección se mencionará sobre microestructuras dendríticas, variaciones químicas asociadas con la segregación interdendrítica y las cuales constituyen las condiciones iniciales para el trabajo en caliente y la incorporación del fenómeno de bandeo en los productos de acero.

En la sección transversal de un lingote de fundición típicamente se presentan tres zonas con diferentes morfologías cristalinas las cuales se pueden ver en la **figura 2.4 [25]**: 1) El metal que forma la película inicial se enfría rápidamente por la extracción de calor a través de la pared del molde. Esta acción de enfriamiento causa que los granos de la película sean finos, equiaxiales y orientados aleatoriamente, 2) continuar el enfriamiento se forman más granos y el crecimiento ocurre en direcciones alejadas de la transferencia de calor. Como el calor se transfiere a través de la capa y la pared del molde, los granos crecen hacia adentro como agujas o espinas de metal sólido. Al agrandarse estas espinas se forman ramas laterales que siguen creciendo y forman ramas adicionales en ángulos rectos con las primeras. Este tipo de crecimiento llamado crecimiento dendrítico del grano, ocurre no solamente en la solidificación de los metales puros, sino también en las aleaciones. Estas estructuras tipo árbol se llevan a cabo en forma gradual durante el enfriamiento, al depositarse continuamente metal adicional en las dendritas hasta completar la solidificación. 3) Los granos resultantes de este crecimiento dendrítico adoptan una orientación preferente y tienden a ser burdos y alinearse en forma de granos columnares hacia el centro de la fundición [25].

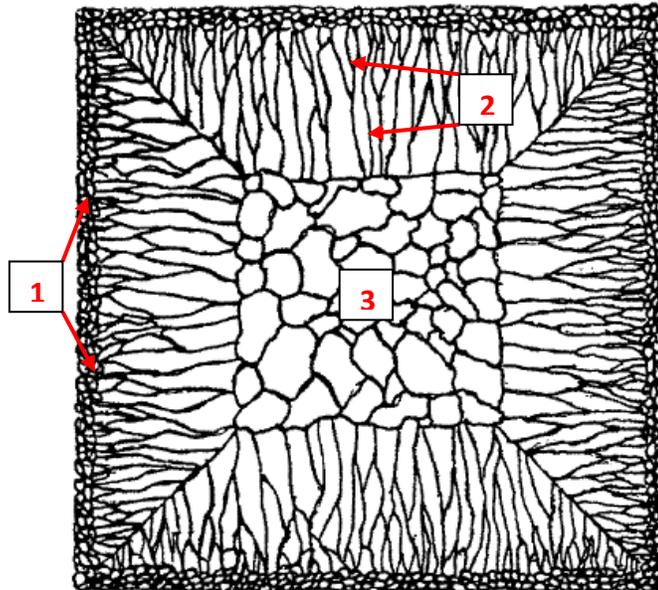


Figura 2.4 Estructura cristalina característica de fundición para una aleación, mostrando la segregación de los componentes en 3 fases hasta el centro de la fundición [26].

2.8.2 Trabajo en caliente y su efecto en la solidificación de la estructura.

Por un lado, los procesos de colada en piezas pequeñas son benéficos, debido a que requieren menor cantidad de trabajo mecánico en caliente para producir los productos finales, pero por otro lado no eliminan el fenómeno de segregación y bandeado. Lo antes mencionado tiene relación con las malas propiedades finales debido a la solidificación residual [25].

George Krauss muestra una investigación donde las propiedades de forja se pueden mantener mediante un mínimo trabajo en caliente, con una reducción de radios en la pieza de trabajo. Con un razonable grado de trabajo en caliente, es posible eliminar la contracción por solidificación, rompiendo los cristales dendríticos y recrystalizándose [25].

La segregación química interdendrítica es modificada, mas no se elimina por medio del trabajo en caliente. La **figura 2.5** muestra microestructuras transversales de una barra de acero 10V45 rolada en caliente de colada continua. Son tochos de 178 X 178 mm, a barras con diámetros de 76, 64, 38 y 29 que corresponden a la reducción de radios de 7:1, 10:1, 27:1 y 49:1 respectivamente. La **figura 2.5** muestra que los cambios químicos asociados con las estructuras dendríticas se reducen en tamaño con el incremento de la reducción en caliente, pero nunca serán eliminadas [25]. La figura muestra como a menor reducción de radio en el tocho de colada hay menor oportunidad para que el material se segregue químicamente. Posteriormente al convertirse en barra por trabajo en caliente se reduce la segregación remanente, sin embargo no se elimina por completo.

El proceso de rolado en caliente alinea las variaciones químicas interdendríticas en bandas paralelas a la dirección de rolado, produciendo regiones alternas de altas y bajas concentraciones de varios elementos del soluto. Los elementos sustitucionales, con menor coeficiente de difusión, responden más pasivamente a los efectos de homogenización del trabajo en caliente [25].

Estudios experimentales revelan que se necesita de tiempos prolongados y altas temperaturas para reducir o eliminar la microsegregación. Krauss estimó [25] que para el espacio de 300 μ m entre los brazos dendríticos se requiere de una temperatura de 1250°C durante 35 horas para poder reducir la segregación de un elemento sustitucional hasta por un 50%. Por otro lado, hay una mayor tendencia por reducir dimensiones de colada, lo que da resultado a menores espacios entre dendritas.

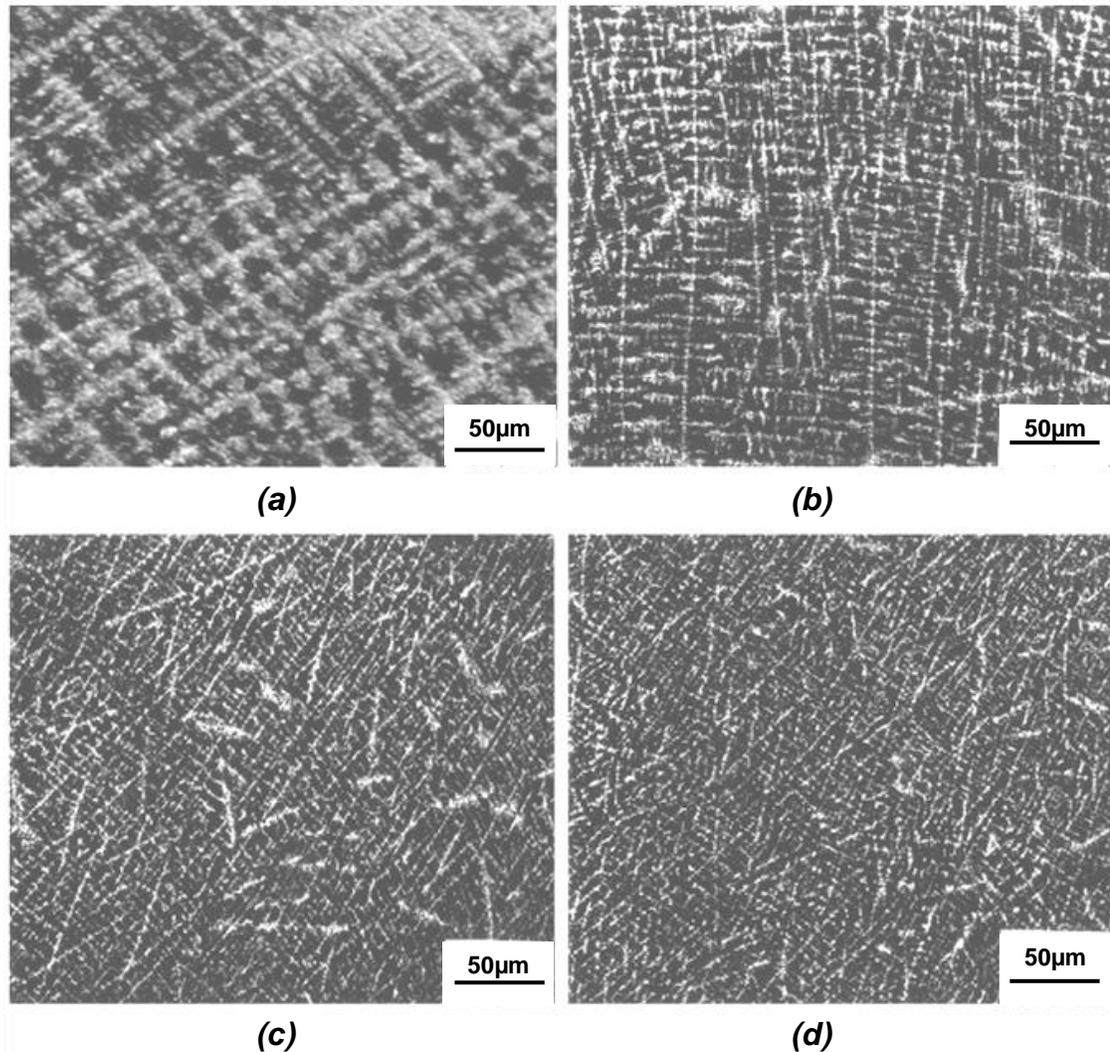


Figura 2.5 estructuras dendríticas remanentes de un acero 10V45 rolando en caliente para la reducción de radios a) 7:1, b) 10:1, c) 27:1 y d) 49:1. Sección transversal, ataque de ácido pícrico sódico tridecibenceno [25].

2.8.3 Microestructuras bajo el efecto de bandeado.

El bandeado es la condición microestructural en la cual bandas alternadas de diferentes microestructuras, paralelas a la dirección de rolado, se producen en productos de acero especialmente en aleaciones de acero y aceros al carbono de lento enfriamiento. El bandeado se debe a la microsegregación interdendrítica residual, y aunque esta segregación casi siempre está presente, la manifestación microestructural de bandeado no siempre se presenta. La principal dependencia de este fenómeno es el tamaño de grano austenítico y las condiciones de enfriamiento que controla la descomposición a otras fases [25].

2.9 Diagrama de transformación por enfriamiento continuo para el acero 8630M.

La **figura 2.8** es un diagrama de transformación por enfriamiento continuo (CCT por sus siglas en inglés) para un acero de medio carbono 8630M. Este diagrama se obtuvo a partir del programa JMatPro [27] con la composición química 0.33%C, 0.95%Mn, 0.015%P, 0.15%S, 0.35%Si, 0.7%Ni, 0.9%Cr, 0.45%Mo, 0.35%Cu, 0.06%V, 0.06%Nb y 0.06%Ti.

El diagrama muestra las transiciones de fases que puede presentar el acero 8630M a determinadas temperatura durante el enfriamiento. Las curvas de las velocidades de enfriamiento y las fases que pueden transcurrir hasta llegar a temperaturas bajas. A una velocidad de enfriamiento de 0.1°C/segundo el acero experimentaría todas las fases desde un bajo porcentaje de ferrita, una gran parte de perlita, bainita y por último la martensita. Para el resto de las velocidades de 1, 10 y 100 °C/segundo el acero 8630M transformaría solo en bainita y martensita.

La temperatura de austenización está calculada en 850°C y el inicio de fases ferrita, perlita y bainita aparecen a 799°C, 730°C y 549°C respectivamente.

La figura 2.9 también muestra el diagrama CCT del acero 8630M, pero ahora con las durezas HRC resultantes dependiendo de la curva de enfriamiento que experimente el material. Vemos como entre más lento se enfríe el material más blando resulta ser. Si el material tuviera en mayor cantidad las microestructuras de ferrita y perlita entonces las durezas serían alrededor de 10 a 31 HRC. Si el material experimentaría en mayor cantidad una microestructura bainítica entonces los resultados de dureza HRC fueran alrededor de 37 a 51. Mientras que si en su mayoría presentara una fase de martensita el material tendría 52 HRC como dureza final.

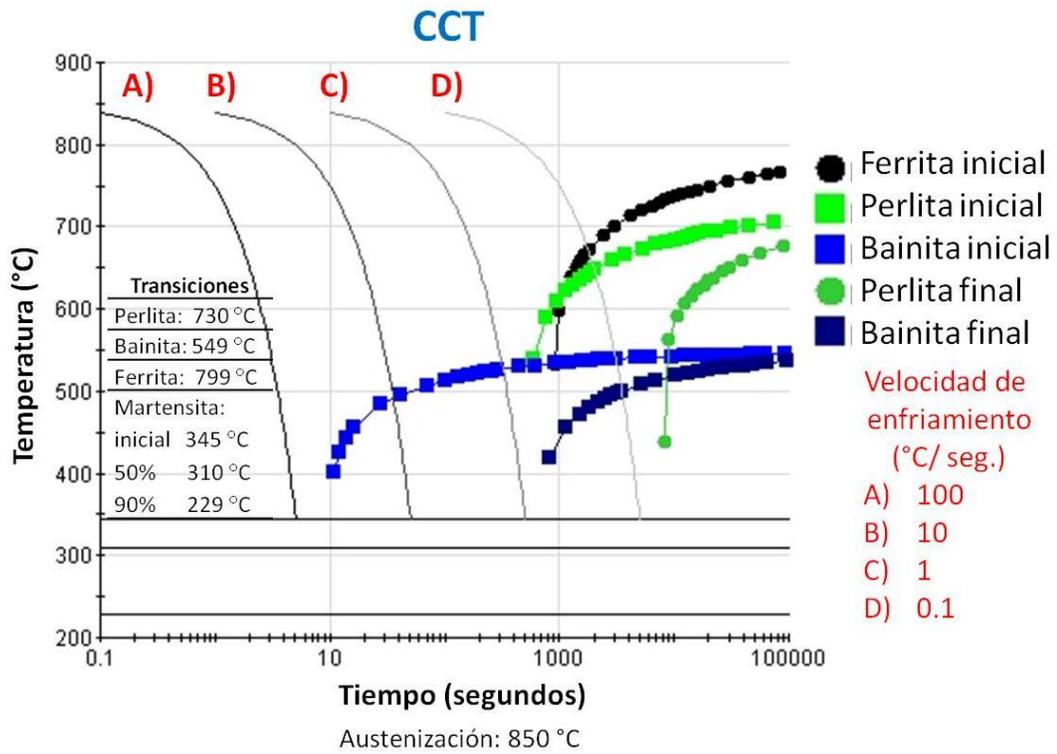


Figura 2.8 Diagrama de transformación por enfriamiento continuo y velocidades de enfriamiento para el acero 8630M [27].

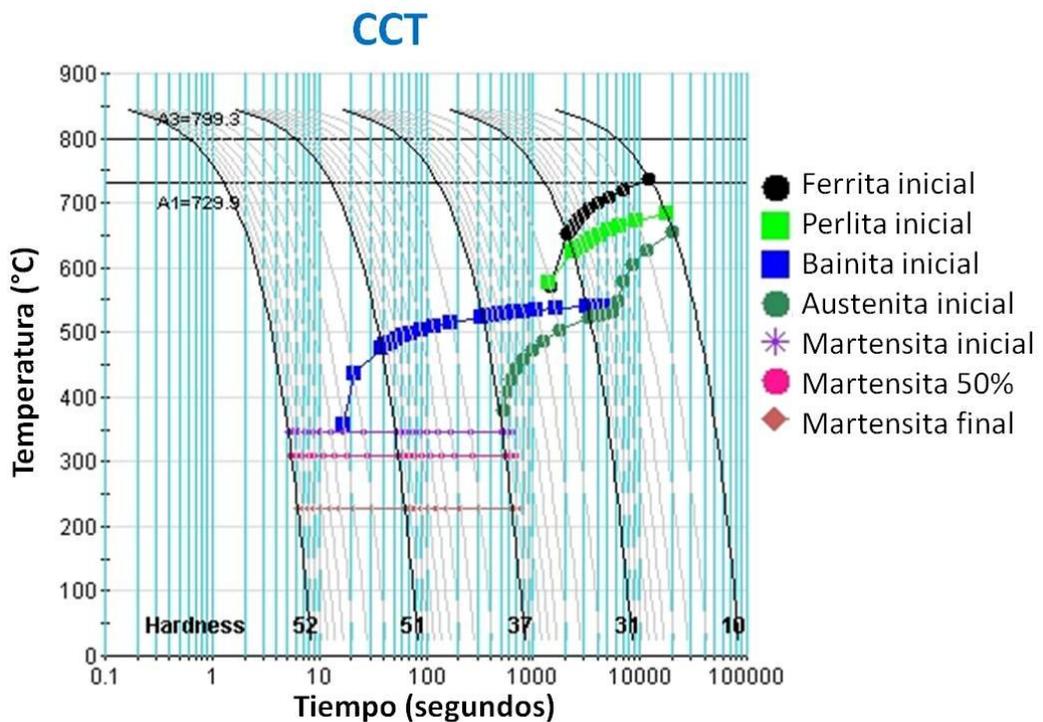


Figura 2.9 Diagrama CCT de un acero 8630M con durezas Rockwell C [27].

Resumen

El proceso de maquinado tiene diferentes variables que influyen sobre el desgaste de la herramienta. El material de la herramienta, la geometría de la herramienta, los parámetros de corte, el tipo de maquina torno, el proceso de manufactura previo al maquinado, la geometría y el material de la pieza a maquinar, etc. Con todas las variables de corte que involucran el proceso de maquinado, encontrar una herramienta optima para un material específico ha sido motivo de investigación para varios autores. Entre estas investigaciones se encuentran el maquinado por torneado en probetas cilíndricas con el fin de definir el nivel de maquinabilidad de un material en específico. Homogenizar microestructura, propiedades mecánicas o disminuir los niveles de dureza con el propósito de mejorar su maquinabilidad mediante tratamientos térmicos seleccionados.

Referencias

1. DeGarmo E. Paul, Black J.T., Kohser Ronald A. "Materials and Processes in Manufacturing". 8° Edition. Prentice-Hall, 1997.
2. ASM, "8630 Technical Data Sheet", International Heat Treaters Guide, 1995, p. 456 - 459.
3. International Standard, "Tool-life testing with single-point turning tools", ISO 3685, 1993-11-15.
4. Panda Anton, Duplák Ján, and Vasilko Karol, International Journal of Computer Theory and Engineering, "Analysis of cutting tools durability compared with standard ISO 3685", Vol. 4, No. 4, August 2012.
5. Kalpakjian S., Schmid S.R. "Manufactura, Ingeniería y Tecnología". Quinta Edición. Prentice-Hall, 2008.
6. R. Castellanos, D. Martínez, "Evaluación de la Maquinabilidad por torneado de un acero SAE 1020 fabricado en Colombia", Congreso SAM/CONAMET 2009.
7. Tooling U, Optimización de la vida útil de los insertos, 2008.
8. ASM, Metals Handbook, Vol. 16, Machining Processes.
9. R. Suresh, S. Basavarajappa, V.N. Gaitonde, G.L. Samuel, "Machinability investigations on hardened AISI 4340 steel using coated carbide insert", Int. Journal of Refractory Metals and Hard Materials 33, 2012, P 75–86.
10. V. Sivaraman, S. Sankaran, L. Vijayaraghavan, "Machinability of multiphase microalloyed steel" CIRP 2, 2012, P 55-59.
11. V.N. Gaitonde, S.R. Karnik, Luis Figueira, J. Paulo Davim, "Machinability investigations in hard turning of AISI D2 cold work tool steel with conventional and wiper ceramic inserts", Int. Journal of Refractory Metals & Hard Materials 27, 2009, P 754–763.
12. Biermann D., Hartmann H., Terwey I., Merkel C., Kehl D., "Turning of high-strength bainitic and quenched and tempered steels", CIRP 7, 2013, P 276 – 281.
13. Luis Felipe Verdeja, José Ignacio Verdeja, Roberto González, "Machinability improvement through heat treatment in 8620 low-carbon alloyed steel", Taylor & Francis Group, Machining Science and Technology, 2009, P 529–542.
14. R.B. Da Silva , J.M. Vieira, "Tools wear analysis in milling of medium carbon steel with coated cemented carbide inserts using different machining lubrication/cooling systems", Wear 271, 2011, P 2459– 2465.
15. M.A. El Hakim, M.D. Abad, "Wear behavior of some cutting tool materials in hard turning of HSS", Tribology International 44, 2011, P 1174–1181.
16. Simranpreet Singh Gill, Rupinder Singh, "Wear behavior of cryogenically treated tungsten carbide inserts under dry and wet turning conditions",

International Journal of Machine Tools & Manufacture 49, 2009, P 256–260.

17. M. Rogante, “Wear characterization and tool performance of sintered carbide inserts during automatic machining of AISI 1045 steel”, Journal of Materials Processing Technology 209, 2009, P 4776–4783.
18. Pasquale Russo Spena, Donato Firrao, “Thermomechanical warm forging of Ti–V, Ti–Nb, and Ti–B microalloyed medium carbon steels”, Materials Science & Engineering A 560, 2013, P 208–215.
19. ASM, Metals Handbook Vol. 14, Forming and Forging.
20. Yusuf Ozcatalbas, Fevzi Ercan, “The effects of heat treatment on the machinability of mild steels”, Journal of Materials Processing Technology 136, 2003, P 227–238.
21. Z.X. Qiao, Y.C. Liu, “Effect of cooling rate on microstructural formation and hardness of 30CrNi3Mo steel”, Appl Phys A, 2009, P 917–922.
22. ASM, Metals Handbook Vol. 04, Heat Treating.
23. Tadahisa Akasawa, Ikuo Fukuda, “Effect of microstructure and hardness on the machinability of medium-carbon chrome-molybdenum steel” Journal of Materials Processing Technology, 2004, P 48–53.
24. M. Merklein, K. Andreas, “Influence of machining process on residual stresses in the surface of cemented carbides”, Procedia Engineering 19, 2011, P 252 – 257.
25. George Krauss, “Solidification, Segregation, and Banding in Carbon and Alloy Steels”, Metallurgical & Materials Transactions, Vol. 34, 2003, P 781 - 792.
26. ASM Metals Handbook, Vol. 15, Casting, 1992.
27. Comunicación personal Ingeniero Angélica Carmina Mena Luna, Diagrama de transformación por enfriamiento rápido, calculados del programa JMatPro.

CAPÍTULO 3

PROCEDIMIENTO EXPERIMENTAL

3.1 Introducción.

La experimentación del presente trabajo se llevó a cabo en base a las condiciones de producción de conectores de tubería para la industria petrolera, las cuales requieren de una alta calidad y un estrecho control en las propiedades del material requerido. El material de estudio es un acero de medio carbono 8630M ("M" al ser modificado químicamente por la empresa), al cual se le dio seguimiento desde su proceso de extrusión en forja, maquinado y tratamiento térmico. Se caracterizo en la etapa intermedia de forja y maquinado y posterior al tratamiento térmico. Se siguió durante la etapa de desbaste en el maquinado con el fin de identificar las principales variables del proceso para después introducirlas en un análisis multivariable estadístico y determinar cuáles son las mejores condiciones de corte así como los insertos óptimos durante el maquinado.

Se plantearon una serie de tratamientos térmicos posteriores a la forja con el propósito de proponerlos como un proceso intermedio entre la forja y el desbaste en maquinado, con la finalidad de facilitar este último proceso.

3.2 Material de trabajo.

El material evaluado es un acero de medio carbono 8630M, con la composición química mostrada en la tabla 3.1. Para el análisis experimental las piezas tenían que cumplir con ciertas características como suficiente material de remoción, para el análisis de desgaste en insertos y suficiente número de piezas a maquinar para tener repetitividad en el muestreo.

Tabla 3.1. Composición química de un acero de medio carbono 8630M [1].

Elemento	C	Mn	P	S	Si	Ni	Cr	Mo	Cu	V	Nb	Ti
%	0.28-0.33	0.75-0.95	0.015	0.15	0.15-0.35	0.7	0.9	0.35-0.45	0.35	0.06	0.06	0.06

En total se tuvieron 12 piezas de aproximadamente 2600 kg directo de forja y 1023 kg en su peso final después de su última etapa de maquinado. Las piezas de la figura 3.1, muestra una geometría compleja de diámetros, radios y alturas en los cuales varia el ángulo de ataque de la herramienta de corte, durante el maquinado.



Figura 3.1. Geometría seleccionada del conector de tubería en el cual se llevo el monitoreo del proceso de maquinado.

3.3 Identificación de la ruta de proceso del material seleccionado.

3.3.1 Proceso de forja.

La secuencia del proceso de forja por impresión en dado cerrado se describe gráficamente en los incisos de la figura 3.2. Estos pasos son: la pieza comienza como un corte semicilíndrico, calentado a 1300 °C durante 2 hrs para poder ser manipulada en su estado plástico. Seguido del calentamiento (1260°C), a) la pieza se coloca sobre la mesa y se presiona en dados planos para derribar cascara gruesa, b) se centra sobre un dado inferior con forma y se presiona hasta lograr un efecto de “barrilamiento”, c) se coloca el dado superior con forma y se plancha a tope con el dado inferior, d) se cambia el dado superior

por un punzón y se penetra la forja en un poco mas de $\frac{3}{4}$ de profundidad, e) se extrae la forja de la prensa y se recalienta en horno a 1300°C durante 20 minutos, f) después se retira del horno y se regresa a la prensa para terminar de cortar el centro por ambos lados. El enfriamiento de la pieza es al aire quieto, a temperatura ambiente.

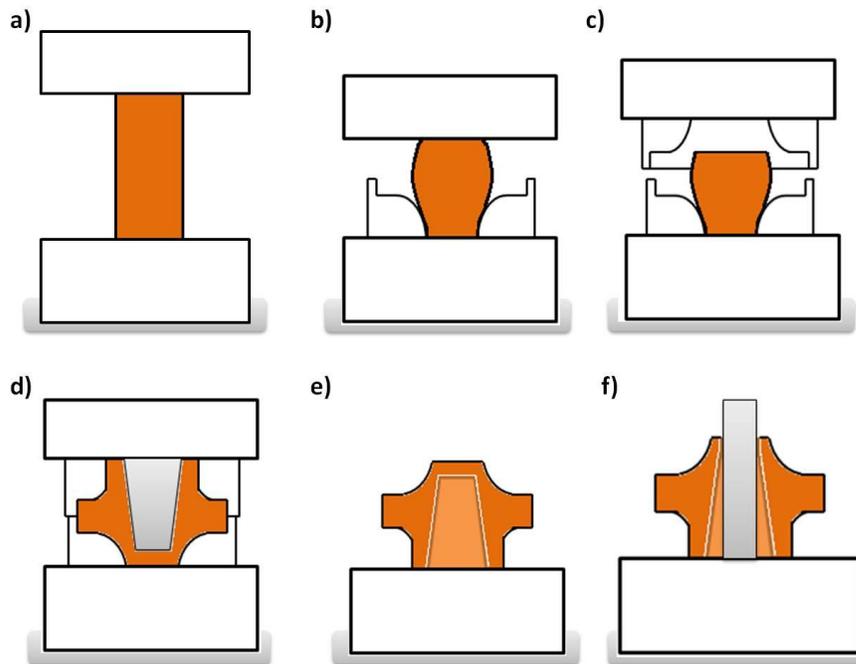


Figura 3.2. Principales pasos del proceso de forja por impresión en dado cerrado para el conector de acero medio carbono 8630M.

3.3.2 Proceso de maquinado.

Después del proceso de forja, la pieza de trabajo pasa directo al proceso de maquinado, para desbastar la cascara producida de forja y remover aproximadamente un 50% de material. Durante el proceso de maquinado, se identificaron las distintas zonas a maquinar del conector de tubería debido a su variación dimensional (figura 3.3).

En las indicaciones de maquinado, el montaje del conector se prepara para maquinar las zonas inferiores: el diámetro exterior y poco más de la mitad del diámetro interior, posteriormente se volteo y termino de maquinar las zonas superiores y el material restante del diámetro interior (Figura 3.4).

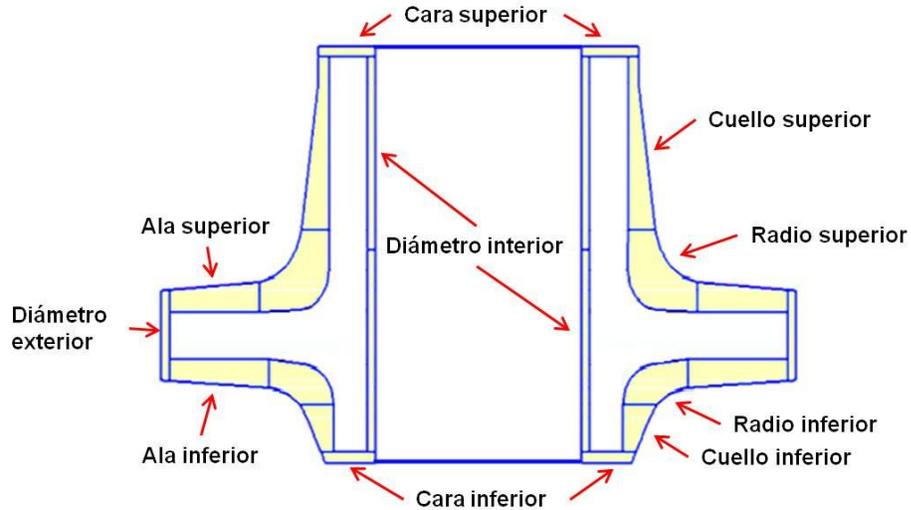


Figura 3.3. Corte transversal del conector de acero medio carbono, donde se muestran las distintas zonas a maquinar.

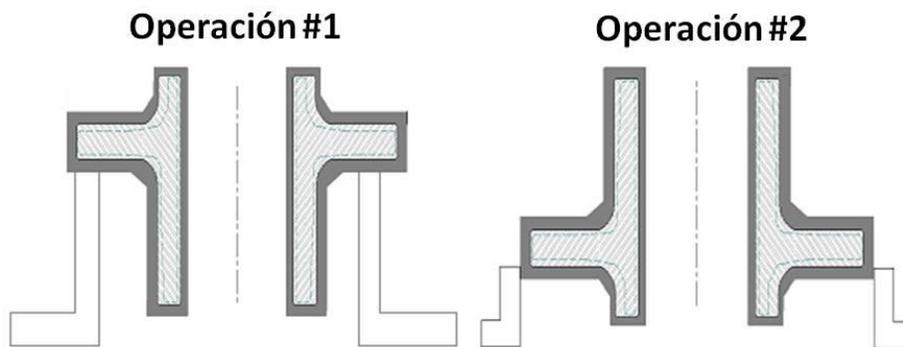


Figura 3.4. Montaje para primera y segunda operación del conector de tubería en torno vertical.

3.4 Monitoreo y recolección de principales variables del proceso de maquinado.

Durante el desbaste en maquinado, los parámetros de corte fueron recolectados en un archivo de Excel, para posteriormente encontrar las principales variables de corte del proceso mediante un modelo estadístico de análisis multivariable. En este archivo se muestran datos como: el torno en donde se maquinó, etapa de operación, parámetros de corte: giro de la pieza de trabajo, avance, profundidad, zona a maquinar, geometría y grado del inserto,

identificación del filo utilizado por inserto, tipo de desgaste producido durante el maquinado, ángulo de ataque, el tipo de rebaba y observaciones extras. De los datos antes mencionados se obtuvieron, velocidad de corte, distancia recorrida, volumen de remoción y tiempo de corte. La velocidad de corte es un dato calculado por el “*Giro de la mesa del torno (chuck)*” y del diámetro de la zona maquinada (ecuación 3.1).

La distancia se obtuvo en base a la distancia recorrida por el eje X del torno hasta el final del corte por filo. El tiempo se calculó en base a los datos de distancia recorrida (pulgadas) y la condición de avance (pulgadas/min) durante el corte (ecuación 3.2).

$$\textit{Velocidad de corte} = \frac{\textit{RPM} * \pi * \textit{Diámetro (pulgadas)}}{12} \quad \text{Ec. 3.1}$$

$$\textit{Tiempo de corte} = \frac{\textit{Longitud maquinada (pulgadas)}}{\textit{Avance (pulgadas/minuto)}} \quad \text{Ec. 3.2}$$

El cálculo de volumen de remoción se extrajo del paquete de diseño NX 7.5, para programación y simulación de maquinados (figura 3.5). La metodología fue primero diseñar la geometría del conector de tubería directo de forja y en condición de maquinado posterior a la forja. Después, se dividieron las 10 zonas de corte para realizar remociones de volumen en base a las profundidades de corte que se emplearon en cada zona durante el monitoreo del proceso de maquinado.

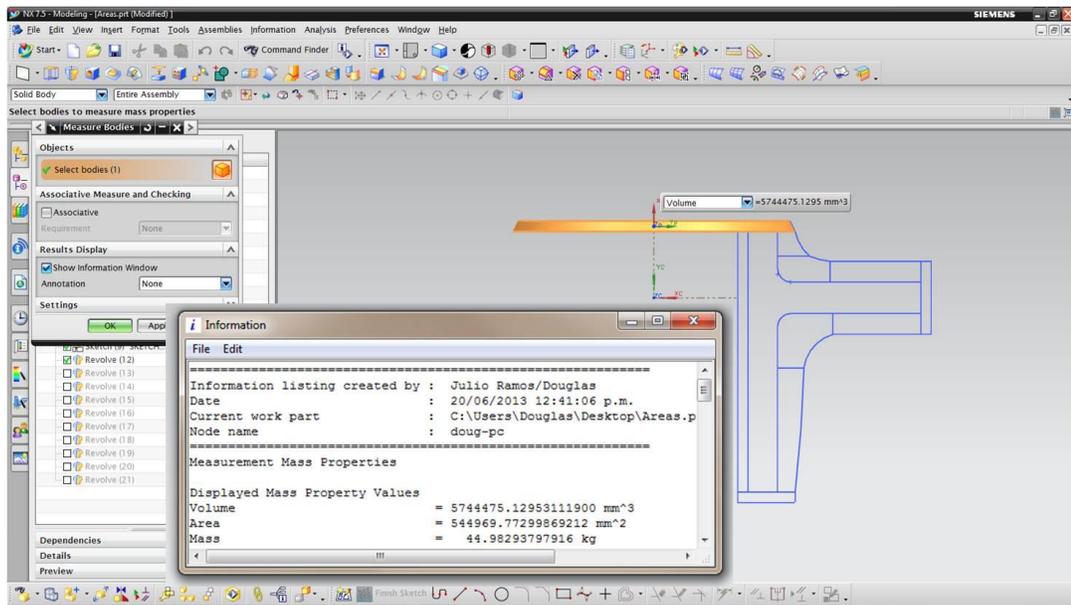


Figura 3.5. Paquete NX 7.5 para simulación y programación de maquinado del cual se obtuvieron los cálculos de volúmenes de remoción.

3.5 Maquina y herramientas empleadas durante el proceso de maquinado.

La maquina utilizada durante el proceso de maquinado fue un torno vertical CNC marca YOU-JI modelo VTL 2500 ATC (figura 3.6).



Figura 3.6. Torno vertical CNC marca YOU-JI modelo VTL 2500 ATC [2].

En este torno se manejaron velocidades de giro de 20 a 40 revoluciones por minuto como límite (figura 3.7), un avance promedio de 0.762 mm por revolución, y una profundidad de corte que variaba según las zonas a cortar. La tabla 3.2 muestra las capacidades del torno VTL2500 ATC.

Tabla 3.2. Capacidad dimensional de maquinado, velocidad de giro, avance y desplazamiento en ejes X y Z y la profundidad de corte que proporciona un torno VTL2500 ATC [2].

VTL 2500 ATC		
Capacidad		
Diámetro de la mesa	mm	2500
Diámetro de torneado máximo	mm	2800
Altura máxima de torneado	mm	1600
Peso máximo de la pieza de trabajo	kg	15000
Desplazamiento		
Eje X	mm	1600
Eje Z	mm	1200
Giro (motor FANUC)		
Velocidad de giro	Mínimo (min-1)	1 - 40
	Máximo (min-1)	40 - 160
Máximo torque en mesa	N-m (kgf-m)	68590 (6990)
Avance		
Desplazamiento en Eje X	m/mm	10
Desplazamiento en Eje Z	m/mm	10
Velocidad de avance	mm/min	1 - 2000
Motor controlador (FANUC)		
Motor de giro	kW	60/75
Desplazamiento en Eje X	kW	5.5
Desplazamiento en Eje Z	kW	5.5

Las herramientas de corte utilizadas, también nombradas insertos son pastillas de $\frac{3}{4}$ de pulgada compuestos de carburo de tungsteno con cobalto como material base, cubiertos con diferentes capas con distintas aplicaciones resistentes a desgaste o choque térmico, dependiendo su grado de aplicación. El código geométrico estándar es CNMG 644 (figura 3.8). De la figura 3.8, se entiende como D al diámetro teórico inscrito en la cara del inserto, R es el radio de la punta de corte, L la longitud del flanco, S el espesor, 80° debido a su forma rómbica. Estos insertos se seleccionaron en base a las recomendaciones

indicadas en los catálogos de los proveedores y de la experiencia en el departamento de maquinado de la empresa.

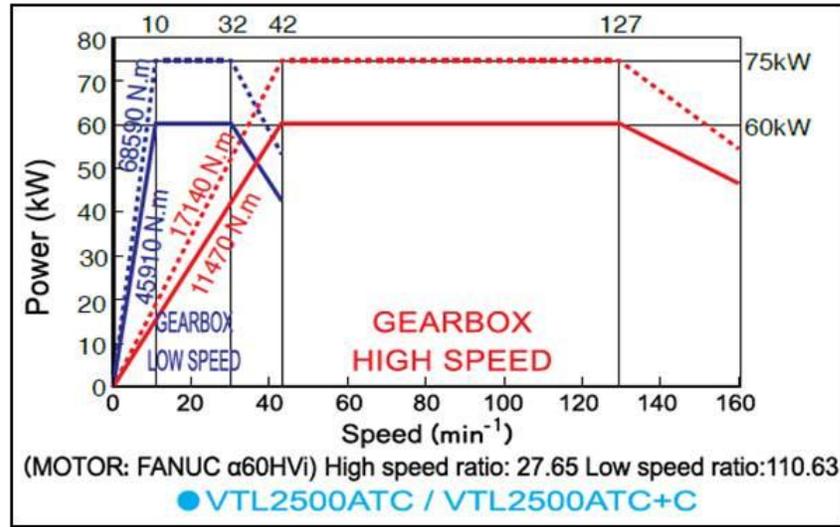


Figura 3.7. Capacidad que puede alcanzar un torno VTL2500 ATC, velocidades de giro contra potencia en relación con el torque que se tenga establecido para el maquinado [2].

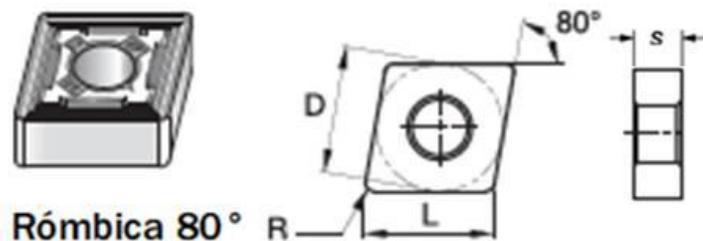


Figura 3.8. Geometría de inserto utilizada durante el maquinado del presente trabajo.

En principio, se seleccionaron insertos con un grado medio de resistencia al desgaste y tenacidad, ya que estos son los indicados para el tipo de acero del cual está hecho el conector de tubería. En la figura 3.9 se muestra un ejemplo del catálogo de herramientas Sumitomo. Muestra del lado izquierdo superior un grado AC700G, con un nivel de mayor resistencia al desgaste y con características de corte continuo (menor tenacidad), después un grado AC2000 con un nivel intermedio de resistencia al desgaste en un corte semi-continuo y AC3000 con menor resistencia al desgaste en condición de corte interrumpido (mayor tenacidad).

Además de utilizar el mismo rango de grados de resistencia al desgaste, tenacidad y de la misma geometría, el diseño del rompe viruta fue diferente así como el tipo de recubrimiento multicapa, esto con el propósito de medir la resistencia al desgaste de diferentes tipos de insertos y encontrar el más indicado para el conector de acero de medio carbono.

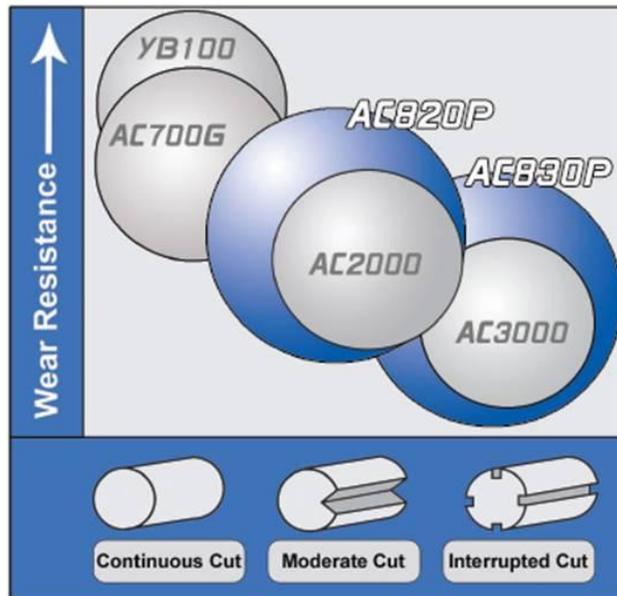


Figura 3.9. Muestra el rango de resistencia al desgaste en insertos contra el nivel de corte que puede llegar a presentar el material [3].

El grado de insertos se define a partir del tamaño de grano del carburo de tungsteno y la proporción de cobalto en el sustrato. Cuando se requiere de un grado con mayor resistencia al desgaste el sustrato contiene tamaño de grano más fino y menor cantidad de aglutinante, por otro lado cuando se requiere mayor tenacidad, el grano es más grande y contiene mayor aglutinante ofreciendo una combinación balanceada de resistencia a la deformación y tenacidad en el borde de la geometría del inserto.

Así también, hay ciertas características en los recubrimientos, como altas velocidades de corte, menor transferencia de calor de la superficie al material base, mejor adhesión entre capas y que puedan proveer acabados finales finos desde superficies de trabajo con alta rugosidad.

Las marcas comerciales de insertos utilizados fueron: Sandvik, Kennametal, BES Carbide, Mitsubishi y Sumitomo, debido a que son las marcas manejadas por la empresa. En la tabla 3.3 se muestran los códigos de geometría, marca, grado y tipo de recubrimiento multicapa de cada inserto utilizado.

Tabla 3.3. Insertos utilizados durante el proceso de maquinado.

Geometría de Inserto	Inserto	Grado	Recubrimiento multicapa
CNMG 644 MA	Mitsubishi UE6020	P20	TiCN-Al2O3-Ti-Sustrato
CNMG 644 MC	Mitsubishi MC6025	P25	Información no disponible
CNMG 644 EMU	Sumitomo AC820P	P20	Al2O3-TiCN-Sustrato
CNMG 644 BR	BES Carbide BN33	P15	Información no disponible
CNMG 644 RP	Kennametal KCP10	P10	Al2O3-TiCN-Sustrato
CNMG 644 RN	Kennametal KCP10	P10	Al2O3-TiCN-Sustrato
CNMG 644 RN	Kennametal KC9125	P25	TiN-Al2O3-TiCN-Sustrato
CNMG 644 RN	Kennametal Alcrona	P25	(AlCrN) TiN-Al2O3-TiCN-Sustrato
CNMG 644 PR	Sandvik 4205	P05	Al2O3-TiCN-Sustrato
CNMG 644 PR	Sandvik 4215	P15	Al2O3-TiCN-Sustrato
CNMG 644 PR	Sandvik 4225	P25	Al2O3-TiCN-Sustrato

La **tabla 3.4** muestra el orden recomendado para las capas de un recubrimiento que debe de tener un inserto según el tipo de desgaste.

Tabla 3.4 Profundidades que alcanza un inserto rómbico [7].

Selección del tamaño de plaquita																																																																																																																																																			
Acabado	Medio	Desbaste																																																																																																																																																	
Operaciones a pequeñas profundidades de corte, avances bajos.	Operaciones de desbaste medio a ligero. Amplia gama de combinaciones de profundidades de corte y avances.	Operaciones para grandes avances y eliminación de material.																																																																																																																																																	
$fn=0.1 - 0.3 \text{ mm/r}$ $0.004 - 0.012 \text{ pulgadas/r}$	$fn=0.2 - 0.5 \text{ mm/r}$ $0.008 - 0.020 \text{ pulgadas/r}$	$fn=0.5 - 1.5 \text{ mm/r}$ $0.020-0.059 \text{ pulgadas/r}$																																																																																																																																																	
Forma de la plaquita	Profundidad de corte (a_p), mm, pulgadas																																																																																																																																																		
	Tamaño de plaquita	<table border="1"> <thead> <tr> <th colspan="2">Acabado</th> <th colspan="13">Desbaste</th> </tr> <tr> <th colspan="5">Medio</th> <th colspan="13"></th> </tr> <tr> <th>1</th><th>2</th><th>3</th><th>4</th><th>5</th><th>6</th><th>7</th><th>8</th><th>9</th><th>10</th><th>11</th><th>12</th><th>13</th><th>mm</th> </tr> <tr> <th>.04</th><th>.08</th><th>.12</th><th>.16</th><th>.20</th><th>.24</th><th>.28</th><th>.31</th><th>.35</th><th>.40</th><th>.43</th><th>.47</th><th>.51</th><th>pulgadas</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>06 1/4</td><td colspan="13">[Bar chart showing depth ranges for each grade]</td> </tr> <tr> <td>09 3/8</td><td colspan="13">[Bar chart showing depth ranges for each grade]</td> </tr> <tr> <td>12 1/2</td><td colspan="13">[Bar chart showing depth ranges for each grade]</td> </tr> <tr> <td>16 5/8</td><td colspan="13">[Bar chart showing depth ranges for each grade]</td> </tr> <tr> <td>19 3/4</td><td colspan="13">[Bar chart showing depth ranges for each grade]</td> </tr> <tr> <td>25 1</td><td colspan="13">[Bar chart showing depth ranges for each grade]</td> </tr> </tbody> </table>	Acabado		Desbaste													Medio																		1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	mm	.04	.08	.12	.16	.20	.24	.28	.31	.35	.40	.43	.47	.51	pulgadas	06 1/4	[Bar chart showing depth ranges for each grade]													09 3/8	[Bar chart showing depth ranges for each grade]													12 1/2	[Bar chart showing depth ranges for each grade]													16 5/8	[Bar chart showing depth ranges for each grade]													19 3/4	[Bar chart showing depth ranges for each grade]													25 1	[Bar chart showing depth ranges for each grade]												
	Acabado		Desbaste																																																																																																																																																
Medio																																																																																																																																																			
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	mm																																																																																																																																						
.04	.08	.12	.16	.20	.24	.28	.31	.35	.40	.43	.47	.51	pulgadas																																																																																																																																						
06 1/4	[Bar chart showing depth ranges for each grade]																																																																																																																																																		
09 3/8	[Bar chart showing depth ranges for each grade]																																																																																																																																																		
12 1/2	[Bar chart showing depth ranges for each grade]																																																																																																																																																		
16 5/8	[Bar chart showing depth ranges for each grade]																																																																																																																																																		
19 3/4	[Bar chart showing depth ranges for each grade]																																																																																																																																																		
25 1	[Bar chart showing depth ranges for each grade]																																																																																																																																																		
	iC																																																																																																																																																		

3.6 Análisis estadístico multivariable.

Con la finalidad de encontrar los parámetros de corte y los inserto(s) óptimo(s) durante el proceso de maquinado para el conector de tubería de acero medio carbono 8630M, se llevo a cabo un análisis estadístico multivariable. Para este análisis se utilizo el software comercial JMP 10.0, el cual se configuro con los datos recolectados durante el monitoreo del proceso de maquinado. La figura 3.10 muestra los principales parámetros de corte que fueron utilizados para el análisis estadístico.

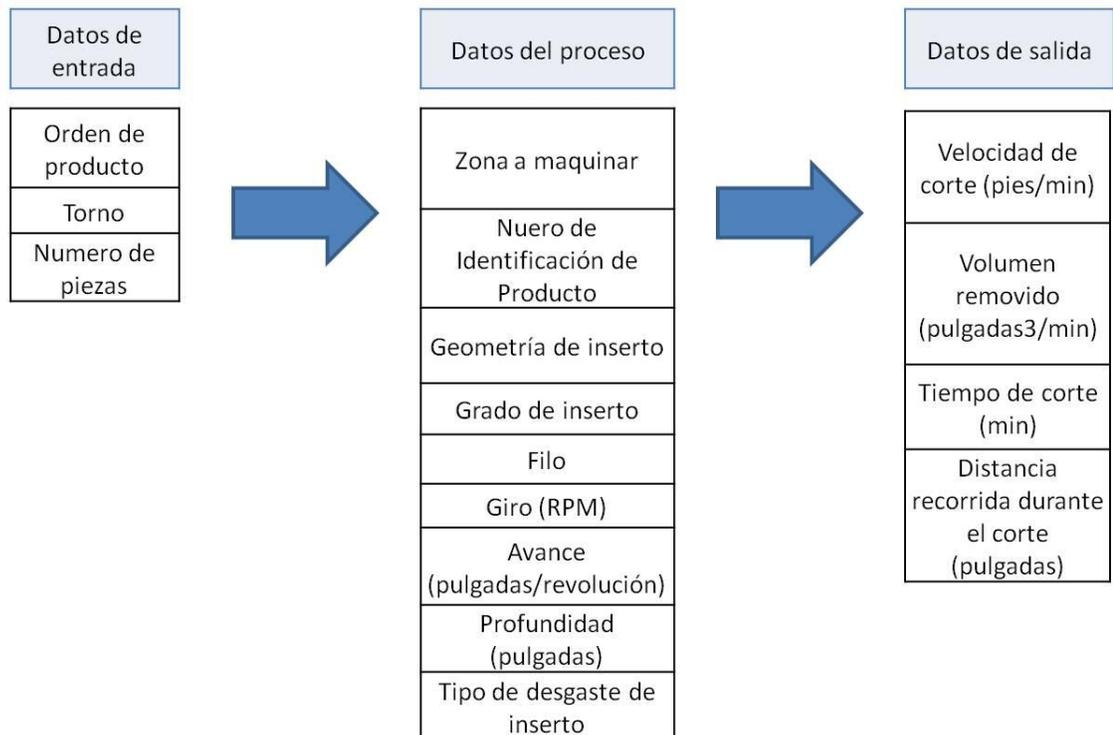


Figura 3.10 Diagrama de flujo que muestra la datos de entrada, del proceso y de salida de los principales parámetros de corte durante el proceso de maquinado utilizados para el análisis estadístico multivariable.

3.7 Análisis de Falla de insertos.

Al final de cada corte realizado se identificaba el nivel de desgaste del filo utilizado en el inserto, con el fin de comprobar si era apto para un siguiente corte. Al final de la vida útil de cada inserto estos se guardaron para su posterior análisis de falla.

El análisis de falla de los insertos se llevo a cabo capturando 6 imágenes por filo a 60x, identificando el tipo de falla con sus respectivos parámetros de corte. El equipo utilizado para la captura de las imágenes fue un microscopio óptico portátil de marca DINO-LITE acompañado con un software DinoCapture.

La identificación del tipo de falla producida en el filo del inserto durante el maquinado esta en base a las 9 fallas ya establecidas en los catálogos de los proveedores y descritas en el capítulo 2.

3.8 Caracterización en piezas para laboratorio.

Con la finalidad de conocer el estado metalúrgico de los conectores de tubería 8630M se realizaron metalografías. Debido a que las piezas con las que se trabajo en el monitoreo de maquinado, no fue posible realizar cortes para pruebas mecánicas y metalografías en zonas específicas y los resultados de las metalografías de campo no fueron muy convincentes, se tuvo que acudir a piezas “chatarra” de la empresa forjadora.

Estas piezas contaron con las mismas características en cuanto a composición química y geometría (figura 3.11). Son conectores de tubería de acero de medio carbono 8630M y se rechazaron debido a que no cumplían con tolerancias geométricas convirtiéndose en piezas chatarra para la compañía que se utilizaron como muestras de pruebas y caracterización a nivel laboratorio del presente trabajo. Cabe recalcar que la pieza de sacrificio en la condición de tratamiento térmico original, es de una orden de proceso distinta a la pieza en condición de forja, es decir, no fueron trabajadas en la misma serie de proceso de forja por dado cerrado.

Los cortes que se realizaron en esta pieza de sacrificio fueron:

- a) Corte transversal de 10 pulgadas de espesor para extracción de probetas de tensión, impacto y probetas Jominy.
- b) Corte transversal de 1 pulgada de espesor para dividir la pieza en 14 zonas de análisis micro estructural (figura 3.12 a)).
- c) Corte transversal de 1 pulgada de espesor para ensayo de dureza Brinell y Macro ataque (en la figura 3.12 b), los puntos azules representan las trayectorias a las cuales se realizaron las huellas de dureza).



Figura 3.11 Piezas de rechazo utilizadas para experimentación de maquinado y pruebas de laboratorio.

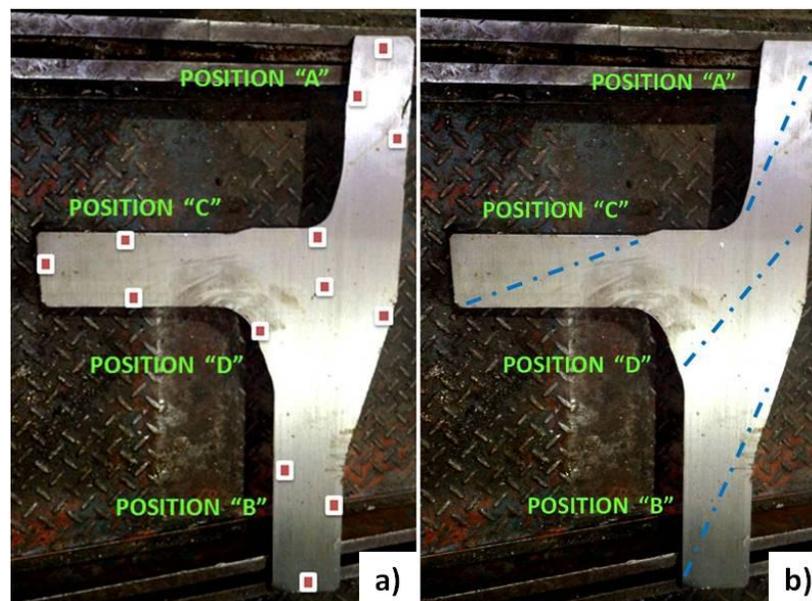


Figura 3.12 Corte transversal de 1 pulgada de espesor para: a) análisis microestructural y b) medición de dureza Brinell.

3.8.1 Microestructura

Las muestras para análisis de microestructura del conector de tubería fueron montadas en baquelita. Las muestras ya montadas, se desbastaron y pulieron con lijas y paños magnéticos en un equipo Labopol-21 el cual cuenta con un brazo movedor de muestras semiautomático LaboForce-3 de la marca Struers (figura 3.13).



Figura 3.13 Pulidora con brazo semiautomático, marca Struers.

Posteriormente las catorce muestras fueron atacadas con nital al 2% y analizadas en un microscopio óptico Nikon, modelo MM – 400/SL junto con un controlador Nikon DS-L2 para la adquisición de imágenes digitales (figura 3.14).



Figura 3.14 Microscopio óptico Nikon y analizador de imágenes utilizados para la captura de micrografías.

3.8.3 Pruebas mecánicas

Para determinar las propiedades mecánicas del conector de tubería 8630M se llevaron a cabo pruebas mecánicas de tensión e impacto Charpy extrayendo probetas de las zonas señaladas en la figura 3.15.

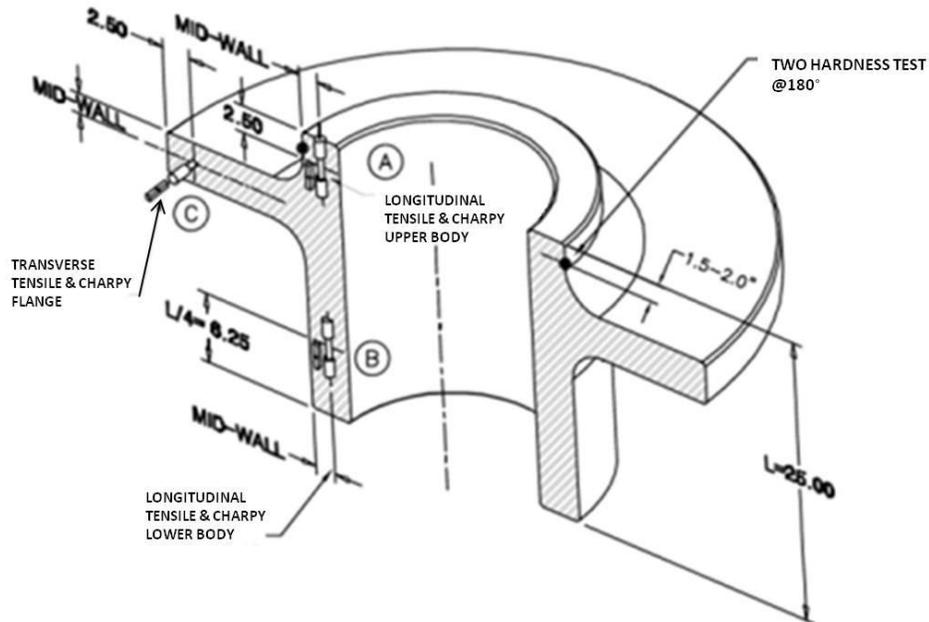


Figura 3.15 Corte transversal que muestra las zonas transversal y longitudinal de donde se extrajeron las probetas para pruebas mecánicas.

Las medidas de las probetas de tensión fueron de 0.5 pulgadas o 12.5 mm de diámetro según el estándar ASTM A370 [5]. Y los resultados fueron respaldados en base a los requerimientos del cliente de la compañía forjadora.

De acuerdo a la norma ASTM A370 las medidas de las probetas de impacto Charpy fueron de 10 mm x 10 mm y se enfriaron a -20°C según la especificación de la norma.

Para determinar la templabilidad del conector de tubería de acero 8630M se empleo el método o ensayo Jominy bajo las especificaciones del estándar ASTM A255 [6]. Las probetas se extrajeron de las mismas zonas de análisis que las de los ensayos de tensión e impacto Charpy (figura 3.15).

El ensayo consistió en calentar las probetas a una temperatura de austenizado de 860°C durante 1 hora. Posteriormente se posiciono en un dispositivo Jominy y se enfrió en agua a velocidad de flujo a temperatura ambiente. Desde el extremo de contacto con el agua la probeta se fue enfriando por medio de conducción al resto del cuerpo de la pieza.

Una vez que la probeta se enfrió por completo, se le cortó una tira de forma longitudinal de aproximadamente 1 mm de espesor y se realizaron huellas de dureza Rockwell HRC a la probeta. Al final se graficaron los puntos de dureza resultantes contra la distancia de temple.

3.8.4 Macroataques.

Los especímenes para macroataque se extrajeron de una laja de corte transversal del conector de tubería, después se cortaron en 4 secciones: 3 rectángulos de aproximadamente 3.5 pulgadas x 9 pulgadas y la sección central restante de dimensiones irregulares (figura 3.16).

Cada sección se desbastó con un disco pulidor, hasta un acabado comparable con lo que sería hacerlo con una lija malla 500. Para revelar la macroestructura se empleó una serie de distintos reactivos, siendo el más favorable la solución de 50% ácido clorhídrico (HCL) más 50% de agua destilada a 80°C. El espécimen se removió del ataque para observar el progreso del revelado superficial. Después se limpió con un algodón y agua para remover espuma producida por el reactivo del ataque. Para el caso de la muestra en condición forja, la solución empleada fue 40% de ácido nítrico (NO₂) y 60% de agua destilada a temperatura ambiente. Al final cada sección se fotografió.

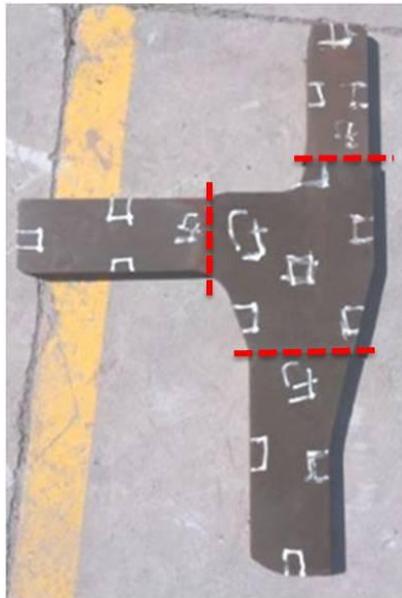


Figura 3.16 Corte transversal de 1 pulgada de espesor para macro ataque. El corte fue dividido en 4 secciones.

3.9 Tratamientos térmicos propuestos para maquinado de Normalizado y Relevado de esfuerzos.

Para esta investigación, parte del trabajo fue aplicar tratamientos térmicos diferentes (tabla 3.5) a los de la ruta original del conector de tubería. El conector de rechazo en condición de forja se utilizó para los tratamientos térmicos propuestos. Esta experimentación se realizó con la finalidad de medir el nivel de maquinabilidad de estos tratamientos térmicos en comparación con el nivel de maquinabilidad de la pieza en condición de forja.

Tabla 3.5 Tratamientos térmicos propuestos.

Tratamiento térmico	Temperatura (°C)	Tiempo (horas)
1.- Relevado de esfuerzos	650	2
2.- Relevado de esfuerzos	650	4
3.- Relevado de esfuerzos	650	6
4.- Normalizado	925	2

Las piezas fueron barrenadas con el propósito de introducir termopares para medir la temperatura y calcular la velocidad de enfriamiento en las zonas interiores de la pieza y próximas a la superficie. Se realizaron 6 barrenados en total, 3 interiores por zona (A1, C1 y D1) y 3 superficiales (A2, C2 y D2). Los barrenados superficiales se realizaron a una distancia de 1 pulgada cuadrada de la superficie, mientras que los internos fueron centrados a la zona correspondiente (figura 3.17). Las zonas están identificadas en base a las secciones de las pruebas mecánicas.

Se utilizaron 6 termopares tipo K de 1/8 de pulgada insertados en cada agujero y fijados con una fibra cerámica. Se conectaron a un registrador gráfico Eurotherm 6000 Series con el cual se extrajeron las curvas, tiempo-temperatura, de cada tratamiento térmico para después transferirlas a una hoja de trabajo de Excel.

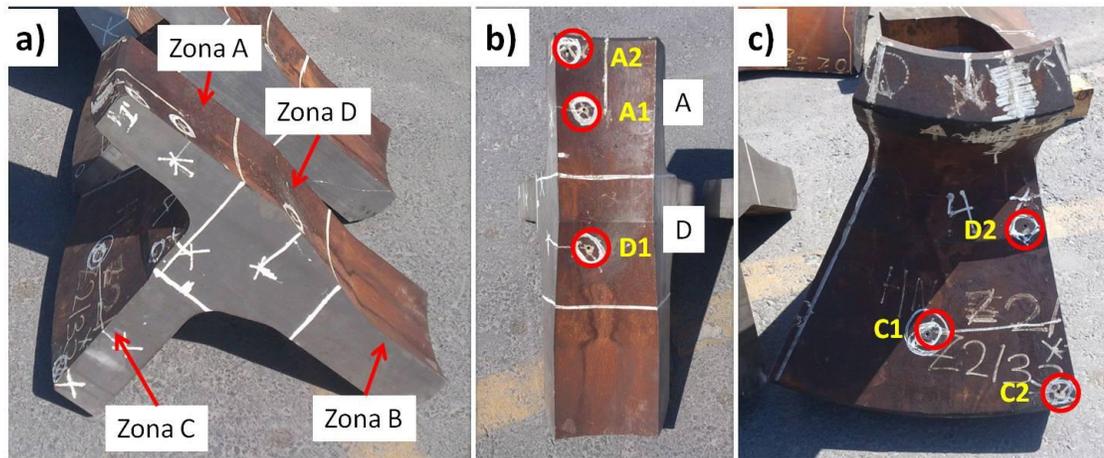


Figura 3.17 La figura muestra las perforaciones en los cortes del conector de tubería. El inciso a) muestra las cuatro zonas de cada pieza, b) los barrenos en el diámetro interior y c) los barrenos en el ala del conector.

3.10 Caracterización de probetas de tratamientos térmicos propuestos.

Posterior a la extracción de las curvas de enfriamiento cada pieza se preparó para ensayos mecánicos, impacto Charpy, dureza Brinell, micro dureza Vickers, microestructura y macroataque.

Los ensayos mecánicos de tensión e impacto Charpy se realizaron de la misma forma que en la sección de caracterización de la pieza en condición forja, de acuerdo al estándar ASTM A370 [5]. En el caso de la dureza y macro ataques se cortaron lajas de 1 pulgada de espesor, por un lado de la muestra se realizó un mapeo de huellas de dureza mientras que por el otro lado se preparó para macro ataque según el procedimiento previamente escrito.

Las muestras para análisis de micro estructura se extrajeron en zonas cercanas a los barrenos A2, C2, D1 y D2 (figura 3.17). De estas mismas muestras se realizó estudio de micro dureza Vickers.

Referencias

1. Heat Treater's Guide: Practices and Procedures for Irons and Steels. 8630, 8630H. ASM International 1995. Alloy steel pages 456 – 460.
2. Catalog You Ji Machine Industrial Company Limited. L.Y.S VTL-10008(E). CNC Vertical Turning Center VTL Series.
3. Catalog SUMITOMO Carbide – CBN – Diamond: AC820P / AC830P.
4. ASTM International, Standard Test Methods for Determining Average Grain Size, E 112 – 96, A3.2.1.5 Oxidation Procedure (Carbon and Alloy Steels 0.25 to 0.60 % Carbon), reapproved 2004.
5. ASTM International, Standard Test Methods and Definitions for Mechanical Testing of Steel Products, A 370 – 08, ASTM Std. E8, Page 7.
6. ASTM International, Standard Test Methods for Determining Hardenability of Steel, A 255 – 02.

CAPÍTULO 4

RESULTADOS

4.1 Introducción.

En este capítulo se mostrarán los resultados obtenidos de la metodología experimental descrita en el capítulo 3. Estos son: (i) los resultados del análisis estadístico del monitoreo del maquinado; (ii) el análisis de falla de insertos con sus respectivos parámetros de corte; (iii) las microestructuras y microdurezas de las piezas en la condición de forja, de los tratamientos térmicos originales y los propuestos y (iv) los resultados de las pruebas mecánicas de cada condición. Para las probetas del ensayo Jominy se presentarán los resultados de dureza, su microestructura y los valores de microdureza Vickers en zonas seleccionadas. Por último las graficas de los perfiles de velocidad de enfriamiento extraídas de cada tratamiento térmico propuesto.

4.2 Monitoreo de las variables del proceso del maquinado.

Durante el maquinado de los conectores de tubería se identificaron las principales variables del proceso así como las diferentes zonas a maquinar, el grado de inserto y los parámetros de corte tales como el avance, la profundidad y la velocidad de giro del torno. Estas variables fueron ingresadas a la tabla de datos contenida en el **Anexo I**, a partir de la cual se calcularon las variables de salida de velocidad de corte, distancia recorrida y volumen de remoción (**Anexo II**) utilizando las ecuaciones 3.1 y 3.2 en conjunción con el software NX 7.5 para calcular el volumen de remoción.

4.3 Análisis estadístico multivariable.

Las principales variables que se consideraron en el estudio de productividad para la vida útil de los insertos fueron la “*distancia recorrida*” y el “*volumen de remoción*”. Estas variables de estudio son dependientes de los parámetros de corte utilizados durante el maquinado del conector de tubería. En los resultados del análisis estadístico, estas variables se denominan “variable Y”.

En el **Anexo III** se presentan las tablas de resultados del análisis estadístico multivariable. La primera tabla se refiere al análisis de la variable “distancia recorrida” y la segunda se refiere al “volumen de remoción”. La columna de la izquierda bajo el encabezado “*Term*”, muestra las 10 zonas de corte seguido de los 12 grados de inserto y los parámetros de avance, profundidad y velocidad de corte.

En la columna “*Estimate*” se tienen las variables (X) que alteran la variable (Y) en estudio, como el “volumen de remoción” y la “distancia recorrida”. Para las diversas zonas de corte, los números más positivos son un resultado deseable porque indican que se logró recorrer una mayor distancia. Por otro lado, los números más negativos indican menores distancias recorridas. Para los insertos, los números más positivos indican un inserto con mayor durabilidad y los más negativos un inserto con menor durabilidad. Para los parámetros de corte, el avance es el único parámetro que influye sobre la “distancia recorrida”, ya que ni la profundidad ni la velocidad de corte influyen sobre esta variable. La segunda tabla del **anexo III** se interpreta de la misma manera que la primera tabla para las variables “zonas de corte” e “insertos”. Para el parámetro de profundidad de corte se refinó el análisis tomando en cuenta las diversas profundidades empleadas durante el maquinado. El resultado más positivo indica cual sería la profundidad de corte, que en combinación con las demás variables, produce el “volumen de remoción” óptimo.

4.4 Análisis de tipo de falla de los insertos.

Durante el monitoreo del maquinado, los insertos utilizados, fueron recolectados e identificados junto con los parámetros de corte y el tipo de falla que se produjo durante el corte. El **Anexo IV** es una tabla que muestra los parámetros de corte a los cuales trabajo cada grado de inserto, el fabricante y una fotografía exhibiendo el tipo de falla que se presentó.

4.5 Caracterización microestructural y macroestructural.

De los cortes realizados en las piezas de sacrificio en la condición de forja, tratamiento térmico del proceso original (normalizado + temple + revenido) y los tratamientos térmicos propuestos de normalizado y relevado de esfuerzos, se realizó una caracterización microestructural, pruebas mecánicas, ensayos Jominy y macro ataques. La técnica metalográfica se explica en las secciones 3.8.1 y 3.8.4 para microestructuras y macroestructuras respectivamente.

4.5.1 Condición de forja y tratamiento térmico original.

De las 14 muestras extraídas de la laja del conector de tubería se realizó un análisis microestructural. En la columna de la izquierda de la **figura 4.1** se muestra la microestructura de la pieza en la condición de forja, mientras que en columna derecha la condición de tratamiento térmico original. Para ambas condiciones solo se muestran las zonas de caras superiores y alas superiores. La pieza en la condición de forja, para la mayoría de las zonas analizadas, mostró el mismo tipo de microestructura que la de la cara superior. Sin embargo, la zona más relevante fue la del ala superior, la cual mostró una microestructura más homogénea. Analizando el resto de la pieza, se observaron fases aciculares e islas de tonos claros de distintas dimensiones.

Para la pieza en condición de tratamiento térmico original, también se seleccionaron las zonas de cara y ala superior. En estas se encontró que la cara superior presenta una microestructura más homogénea, que al igual a la condición de forja presenta una combinación de fases aciculares.

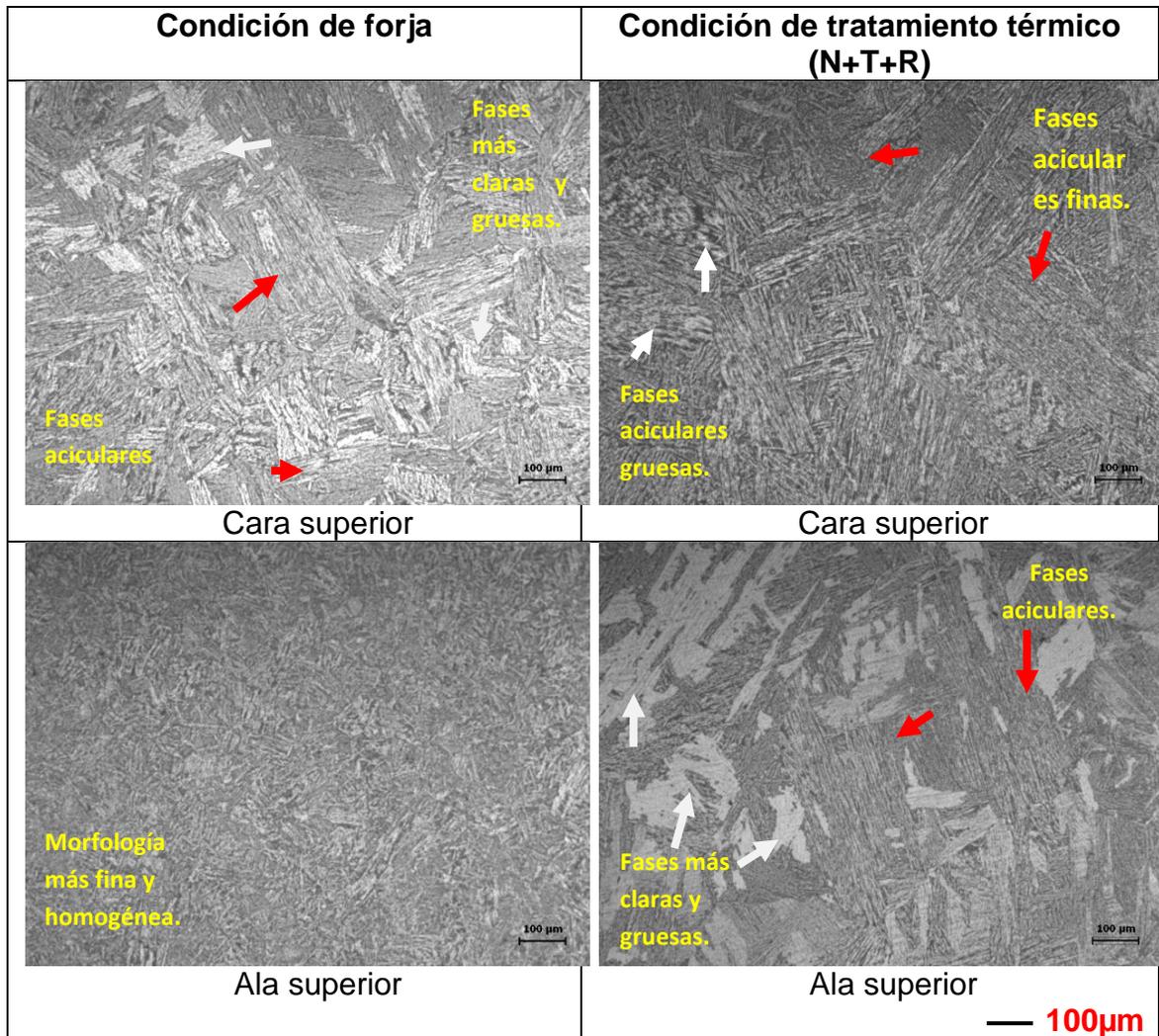


Figura 4.1. Microestructura presente en el conector de tubería en condición de forja y de tratamiento térmico original.

El resto de las microestructuras de estas dos condiciones muestran contrastes de fases más claras tales como la cara superior en el caso de la condición de forja y el ala superior para la condición de tratamiento térmico original, pudiendo esta ser ferrita rodeada por fases aciculares más oscuras posiblemente de martensita o bainita superior. Estas micrografías se pueden consultar en los **Anexo V** y **VI**.

La macro estructura de la laja en la condición de forja reveló una gran cantidad de dendritas en las zonas de las caras superior, dendritas deformadas en el diámetro interior y dendritas semi deformadas en el cuello superior como se observa en la **figura 4.2** de la zonas A. Por otro lado, en el ala y diámetro exterior de la zona C y algunos segmentos del diámetro interior de las zonas A,

B y D se observaron líneas de flujo de material debido al proceso de forja. Sin embargo, el proceso de forja en dado cerrado no proporciona la suficiente deformación en las zonas como radios y cuellos donde todavía se observan dendritas semi deformadas.

En la zona D de la condición de forja se observan mayores cantidades de dendritas gruesas desde el diámetro interior hasta los radios y algunas masas de tonos más claros en donde aparentemente las dendritas se acoplan unas con otras sin ser totalmente deformadas.

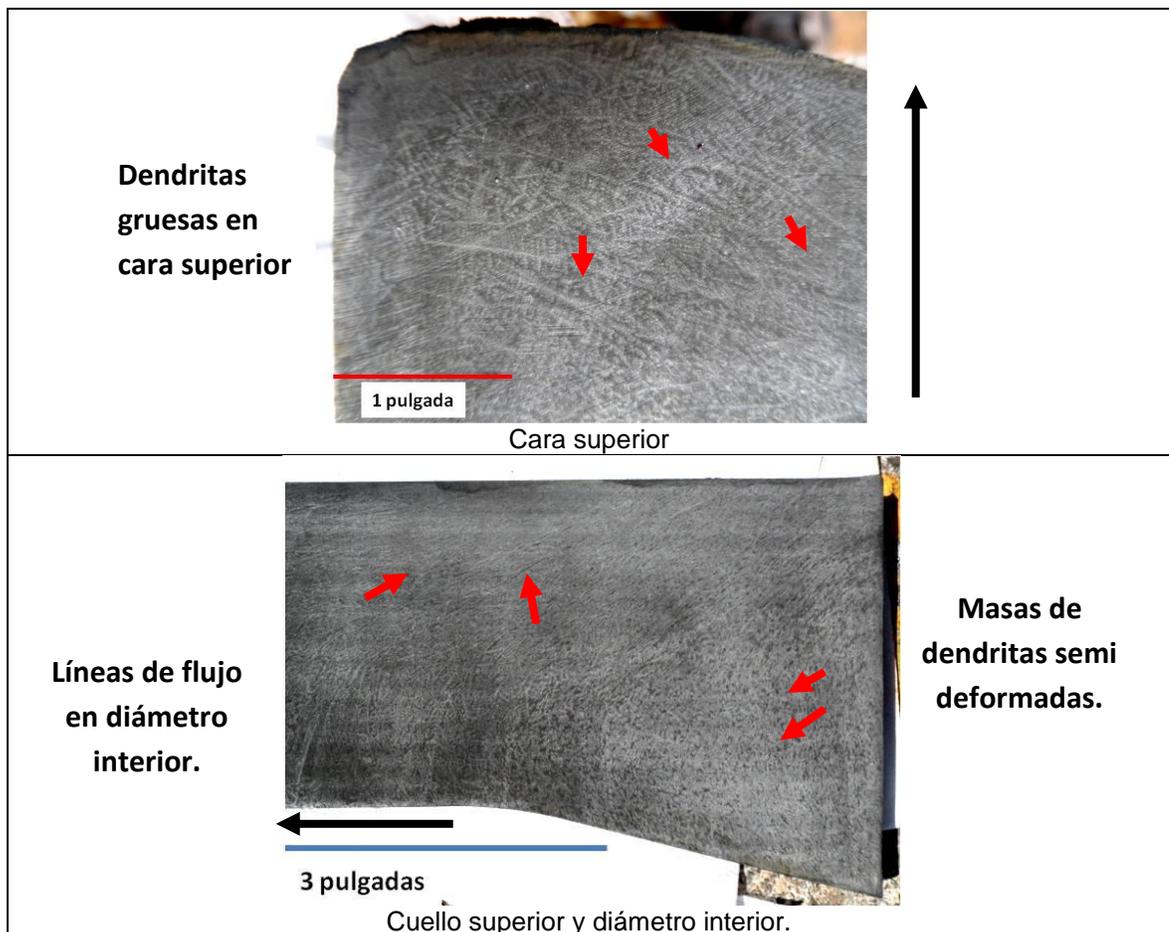


Figura 4.2. Macroataque del conector de tubería en la condición de forja en la zona A. La flecha negra indica la dirección de la cara.

El resto de los macroataques de la pieza en condición de forja mostraron una morfología parecida, teniendo en sus extremos zonas dendríticas, líneas de flujo de material en las zonas cercanas al diámetro interior y masas ovaladas de dendritas, esto se puede consultar el **Anexo XIII**.

Cabe mencionar que la pieza de sacrificio en la condición de tratamiento térmico original, es de una orden de proceso distinta a la pieza en condición de forja, es decir, no fueron trabajadas en la misma serie de proceso de forja por dado cerrado. Dado lo anterior, después de haber realizado los macro ataques para la laja en condición de tratamiento térmico original se observó que esta pieza no reveló líneas de flujo o estructuras dendríticas como en el caso de la pieza en condición de forja. La pieza en condición de tratamiento térmico original, reveló una macroestructura homogénea y sin defectos tal como se puede consultar en el **Anexo XIV**.

4.5.2 Tratamientos térmicos propuestos (normalizado y relevado de esfuerzos).

Posterior a los tratamientos térmicos y a la obtención de las curvas de enfriamiento, se llevaron a cabo los cortes para la extracción de probetas para pruebas mecánicas y metalografías en las posiciones seleccionadas. Los resultados de las micrografías de los tratamientos térmicos propuestos se muestran de la **figura 4.3**. Se observaron las microestructuras de cada tratamiento térmico propuesto en la posición D2 de cada laja.

Los **Anexos VII** al **X** corresponden a las microestructuras de los relevados de esfuerzos a 2, 4 y 6 hrs respectivamente. En estos no se distinguió un cambio en comparación con la microestructura en la condición de forja presentado en el **Anexo V**. Se encontraron las mismas fases claras, las zonas aparentemente segregadas como en la posición D1 del **Anexo VIII** (relevado de esfuerzos, 650°Cx2hrs) y las fases aciculares.

En las micrografías de la pieza normalizada del **Anexo VII** se puede observar que las fases blancas se minimizaron y distribuyeron en toda la microestructura, desapareciendo también las fases aciculares más oscuras. En las cuatro posiciones de análisis de este tratamiento térmico de normalizado se pudo observar el mismo patrón de microestructura.

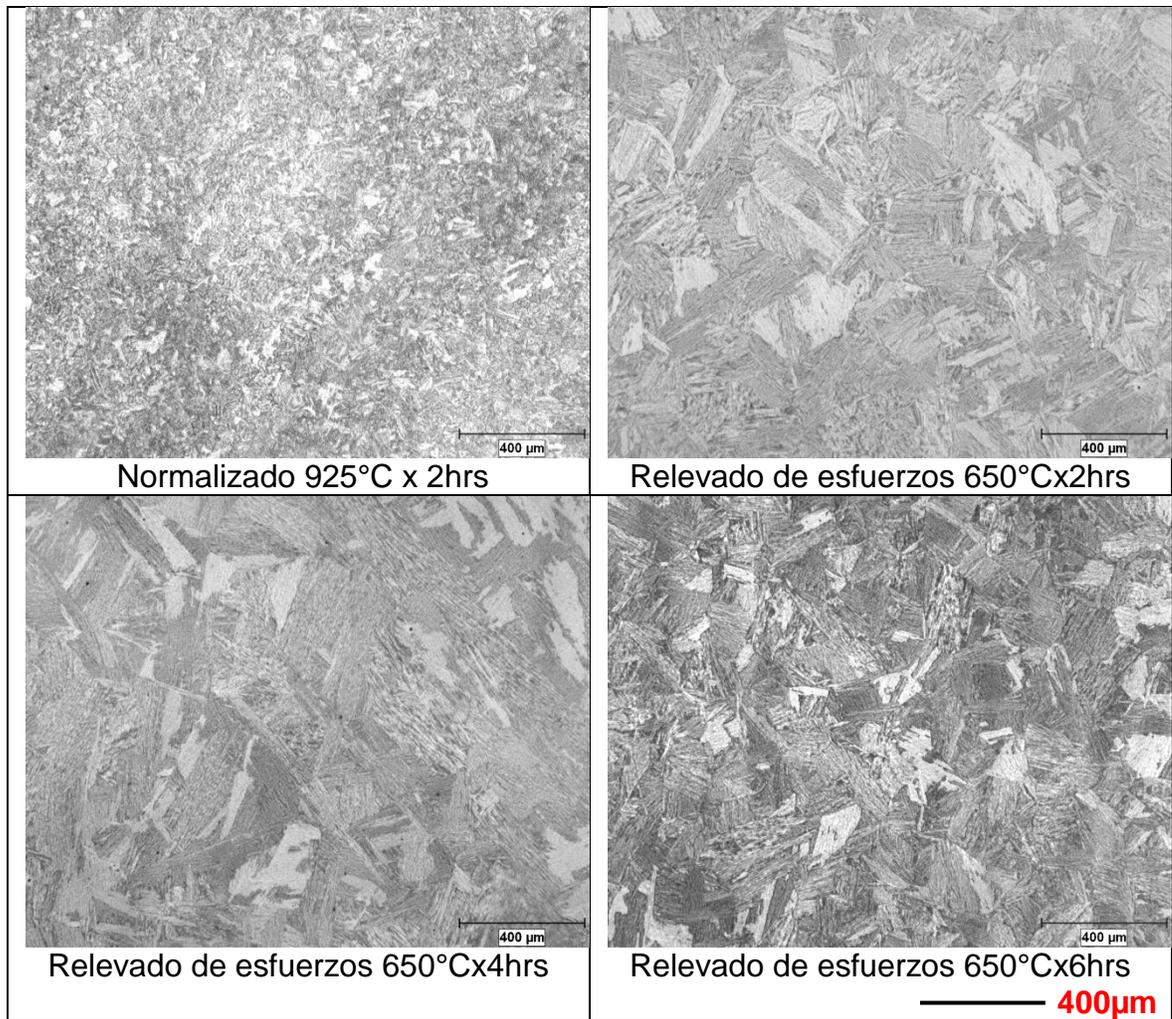


Figura 4.3. Microestructura presente en la posición D2 del conector de tubería para los diferentes tratamientos térmicos propuestos.

Los macroataques de las lajas con relevado de esfuerzos de los **Anexo XV al XVII** muestran una morfología muy parecida a la pieza en la condición forja, debido a que las muestras para estos tratamientos térmicos fueron extraídas en esta condición.

La **figura 4.4** corresponde a la zona A del conector de tubería con tratamiento térmico de normalizado. Se observaron la cara inferior, el cuello inferior y el diámetro interior con estructuras dendríticas en la cara inferior, líneas de flujo en el diámetro interior y dendritas semi deformadas en el cuello del conector, siendo muy similares a las que se presentaron en la **figura 4.2**.

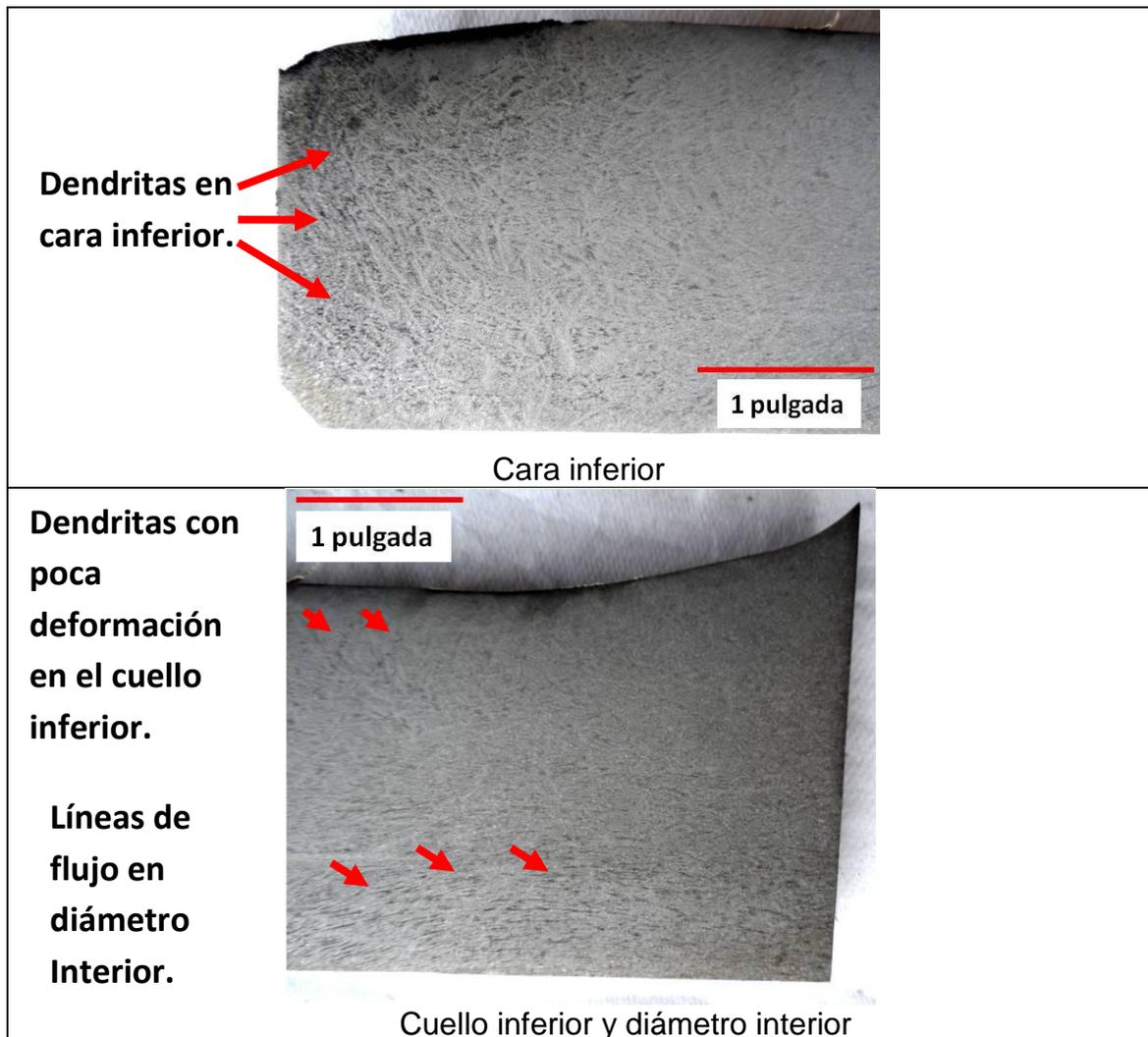


Figura 4.4. Macro estructura de la Zona A del conector de tubería con tratamiento térmico de normalizado a 925°C x 2hrs.

4.5.3 Ensayo Jominy.

Después del ensayo de templabilidad Jominy, se realizaron las durezas Rockwell C y se cortó la probeta en 7 secciones para analizar su estado microestructural. Posteriormente se atacaron con Nital al 2%. Con este ataque, accidentalmente se encontró que la superficie a analizar revelaba la macroestructura que se muestra en la **figura 4.5**. La superficie pulida y atacada reveló líneas de flujo en el caso del espécimen en la condición de forja y para la pieza en la condición de tratamiento térmico original (normalizado +temple +revenido) se observó una estructura dendrítica.

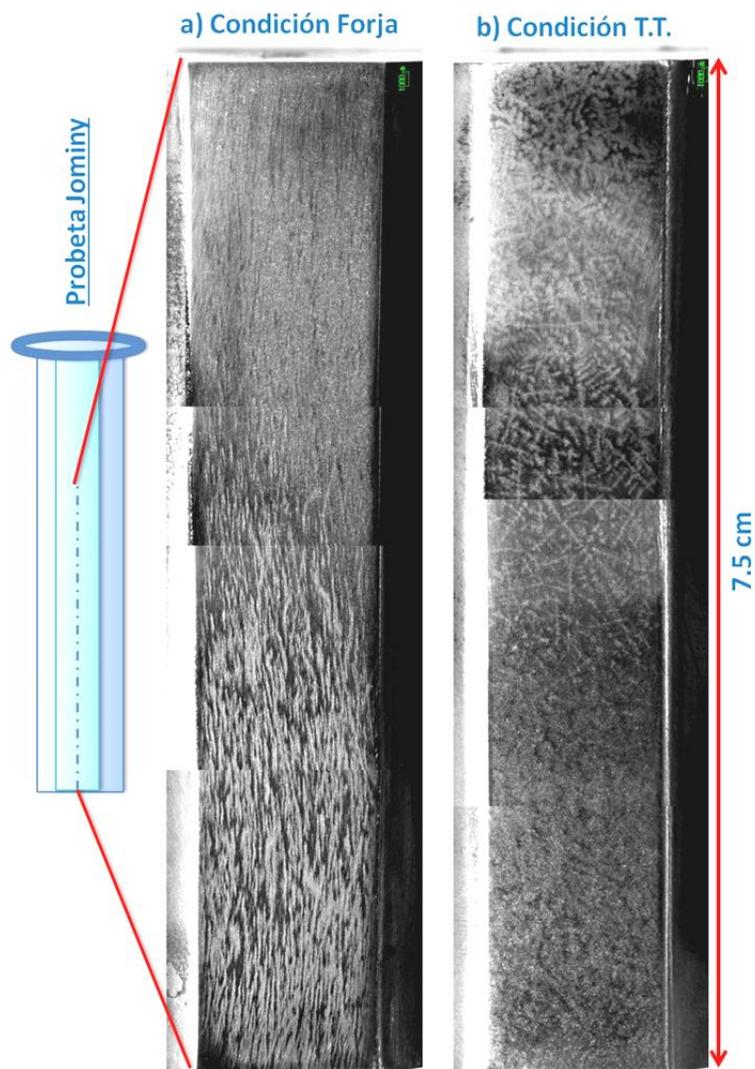


Figura 4.5. Macrográficas tomadas de los especímenes Jominy en a) condición de forja y en b) condición de tratamiento térmico (normalizado +temple +revenido).

Después de revelar las macro estructuras de las probetas Jominy, se tomaron las micrografías de la probeta ya seccionada. Las micrografías de los **Anexos XI** y **XII** para las condiciones de forja y tratamiento térmico original respectivamente, se tomaron a partir de 1.5 mm de distancia de la punta de temple y en intervalos de 5 mm hasta 65 mm que es la zona cercana a la sujeción de la probeta Jominy. En estas micrografías se puede observar la transformación de la microestructura en las condiciones de forja y de tratamiento térmico original en relación a la distancia de temple.

4.6 Curvas de dureza HRC del ensayo de templabilidad Jominy.

Este ensayo fue realizado tal como se describió en la sección 3.8.3. Posterior al tratamiento de normalizado y templado en agua con el dispositivo Jominy, los especímenes se llevaron a un durómetro para realizar la trayectoria de las 32 huellas de dureza separadas a una distancia de 1/16 de pulgada entre ellas. En la **figura 4.6** se muestra un grafico con los resultados de dureza Rockwell C de las 3 probetas de las posiciones A, B y C del conector de tubería en la condición de forja, y para la pieza en condición de tratamiento térmico original.

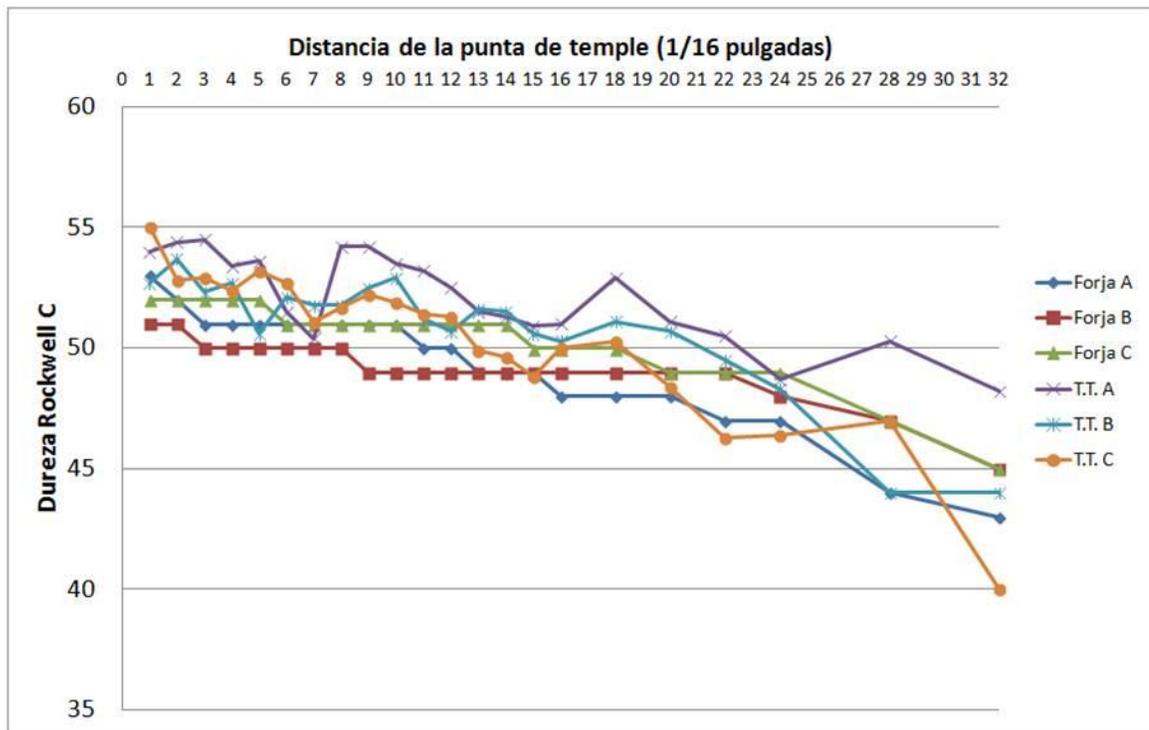


Figura 4.6. Cada curva representa la condición: de forja o tratada térmicamente y la posición longitudinal y transversal del conector de tubería.

Las curvas de dureza del acero 8630M bajo el ensayo Jominy se encuentran en rangos de dureza de 55 HRC a 40 HRC. En el estándar de un acero de medio carbono 8630 estos se limitan a niveles de dureza más bajos. De estos resultados se deduce que la aleación 8630M sea más templable que su composición nominal.

4.7 Microdureza Vickers de la pieza en la condición de forja, tratamientos térmicos propuestos y de ensayo Jominy.

Para el análisis de micro dureza Vickers, se indentaron 10 huellas y se calculó el promedio por muestra. La carga utilizada fue de 5 Newton, con un tiempo de indentación de 15 segundos. En las **figuras 4.7 y 4.8** se muestran los resultados de microdureza para la condición de forja, y los tratamientos térmicos propuestos, respectivamente. Al igual que la sección 4.5.2, las cuatro zonas de análisis de los tratamientos térmicos propuestos fueron seleccionadas en base a la figura 3.17.

Las indentaciones de las muestras de tratamientos térmicos propuestos se realizaron en zonas donde se mostraba una posible segregación del material, también en las fases aciculares y las fases más claras. Sin embargo los resultados no mostraron diferencias significativas de micro dureza entre estas distintas zonas.

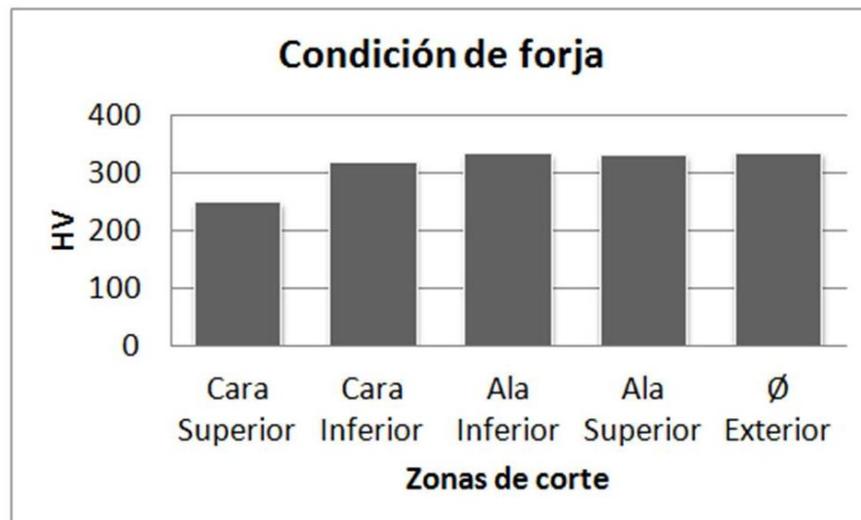


Figura 4.7. Microdurezas Vickers en las diferentes zonas analizadas de la pieza en condición de forja.

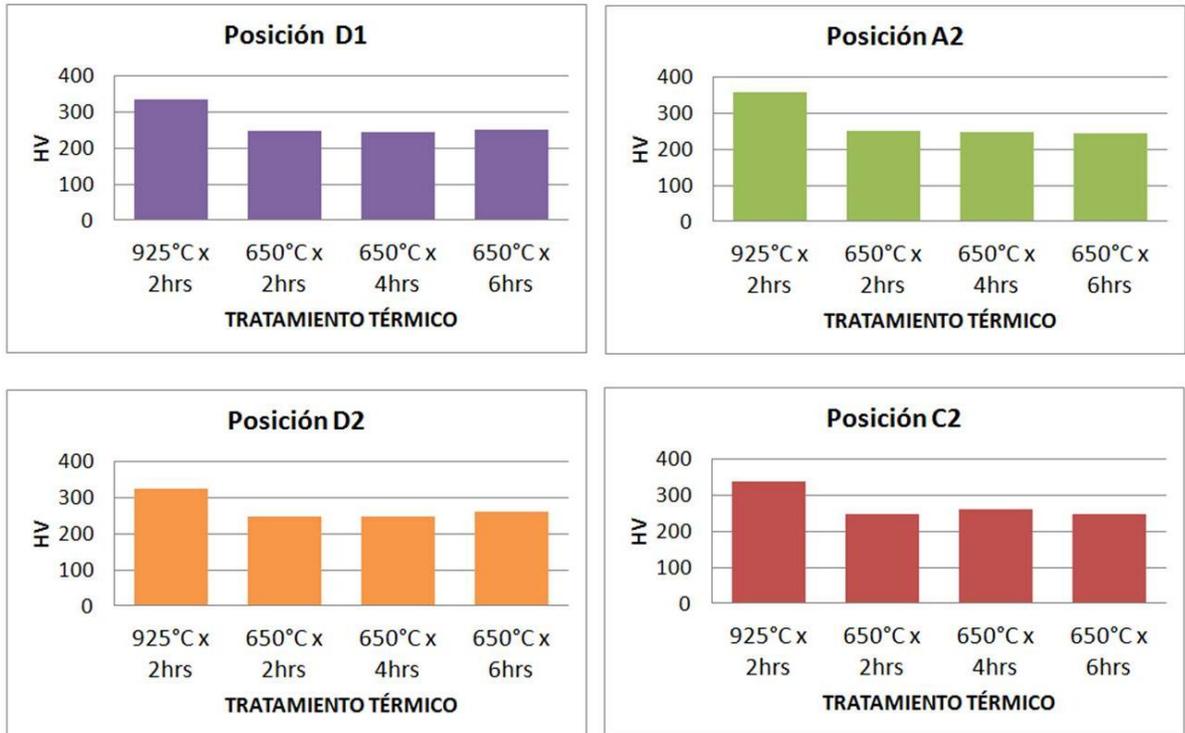


Figura 4.8. Microdurezas Vickers en las cuatro posiciones de los especímenes con tratamiento térmico propuestos.

Los especímenes seleccionados para los análisis de las micro durezas Vickers en las probetas Jominy fueron de la zona A, ver figura 3.15 del conector de tubería, la cual tiene un flujo longitudinal con respecto al trabajo inducido por la forja. El ensayo se llevo a cabo a 35 mm de distancia de la punta de temple, ya que esta zona presentaba características similares en cuanto a microestructura, a la pieza en condición forja. El ensayo se llevó de igual manera para la pieza en condición de tratamiento térmico original. Las **tablas 4.1 y 4.2** de los resultados de micro dureza Vickers de las probetas Jominy muestran una columna llamada “fase”, esta representa solo el tono claro u oscuro del contraste que se observo desde el ocular del micro durómetro Vickers y un microscopio óptico, este fenómeno se debe al efecto de bandeado que presenta el material. Esta explicación se puede entender mejor viendo las **figuras 4.9** para la condición de forja y **figura 4.10** para la condición de tratamiento térmico original. En estas figuras se observan formaciones aciculares muy densas en las zonas oscuras, mientras que en resto del campo, el reactivo de nital al 3%, apenas pudo lograr revelar las zonas claras. La tabla también contiene una columna de resultados en dureza Rockwell C, ya que el equipo Vickers realiza esta conversión.

Tabla 4.1. Resultados de prueba de dureza Vickers realizados en la probeta Jominy en condición de forja.

Probeta Jominy en condición de forja							
Indentación	HV	HRC	Fase	Indentación	HV	HRC	Fase
1	502	49.2	Zona Clara	11	365	37.2	Zona Oscura
2	508	49.6		12	376	38.4	
3	516	50.2		13	378	38.6	
4	539	51.6		14	385	39.3	
5	539	51.6		15	385	39.3	
6	551	52.4		16	389	39.7	
7	564	53.2		17	406	41.4	
8	567	53.4		18	428	43.3	
9	569	53.5		19	430	43.6	
10	571	53.6		20	499	49	
Promedio	543	52		Promedio	404	41	

Tabla 4.2. Resultados de prueba de dureza Vickers realizados en la probeta Jominy en de tratamiento térmico (normalizado + temple + revenido).

Probeta Jominy en condición de tratamiento térmico (N+T+R)							
Indentación	HV	HRC	Fase	Indentación	HV	HRC	Fase
1	510	50	Zona Clara	11	364	37	Zona Oscura
2	515	50		12	416	42	
3	515	50		13	427	43	
4	516	50		14	439	44	
5	524	51		15	440	45	
6	538	52		16	444	45	
7	542	52		17	454	46	
8	546	52		18	474	47	
9	554	53		19	484	48	
10	571	54		20	487	48	
Promedio	533	51		Promedio	443	45	

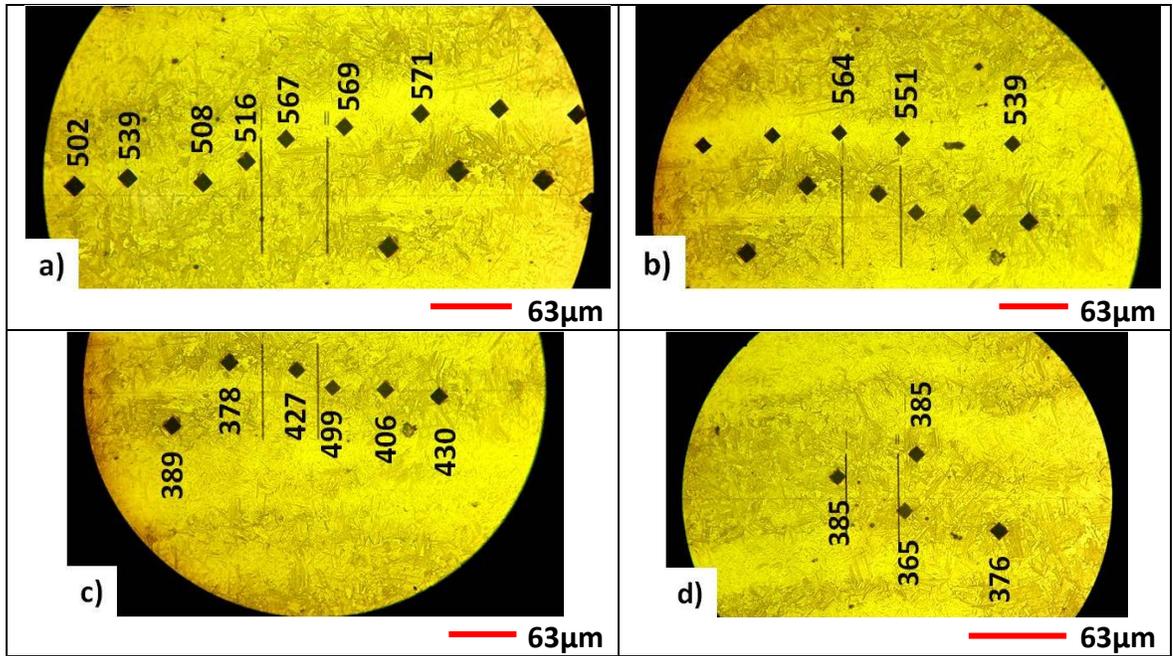


Figura 4.9. a) y b) son las indentaciones de las zonas claras, mientras que c) y d) las indentaciones en zonas oscuras en la condición de forja.

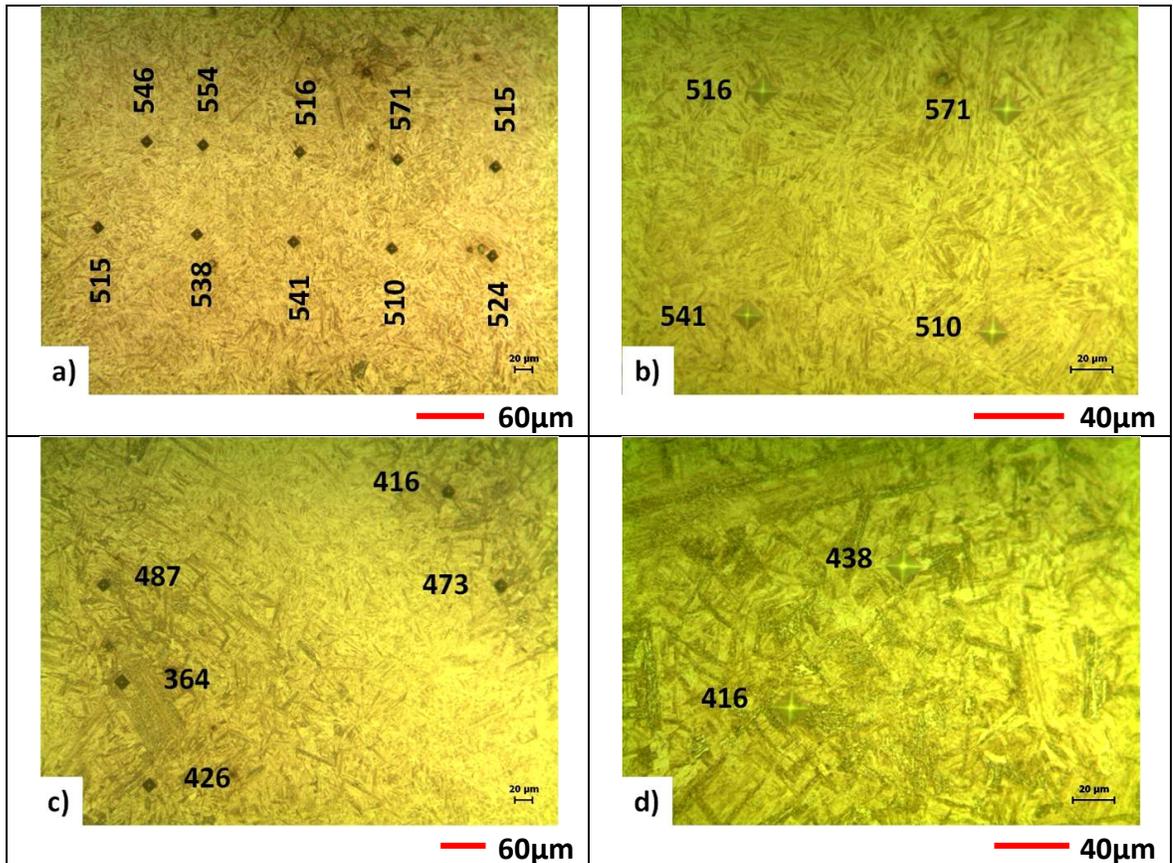


Figura 4.10. Las imágenes a) y b) son las indentaciones en las zonas claras, mientras que c) y d) las zonas oscuras en tratamiento térmico original.

4.8 Pruebas mecánicas.

Los resultados de las pruebas mecánicas de tensión, impacto Charpy y dureza Brinell se muestran en las **figuras 5.6 a 5.11**. Estas pruebas se realizaron en las piezas en las condiciones de: forja, de tratamiento térmico original y los tratamientos térmicos propuestos, el normalizado (925°C x 2hrs) y los relevados de esfuerzos (650°C durante 2, 4 y 6hrs). Las probetas se extrajeron de las zonas especificadas en la figura 3.15.

Cabe mencionar, que la finalidad de los resultados de las propiedades mecánicas de los tratamientos térmicos propuestos (normalizado y relevado de esfuerzos) era la de poder lograr una homogenización de las propiedades a través de las distintas zonas (para el caso del tratamiento de normalizado) y disminuir los esfuerzos posiblemente inducidos durante el proceso de forja (para el caso del tratamiento térmico de relevado de esfuerzos), para posteriormente establecer el tratamiento térmico más conveniente después del proceso de forja con la finalidad de mejorar la maquinabilidad del conector de tubería.

En el capítulo 5, se muestran los resultados de las pruebas mecánicas en forma de barras con las diferentes condiciones.

4.9 Curvas de enfriamiento

Las curvas de enfriamiento de la **figura 4.11 a 4.14** se extrajeron de la pieza con tratamiento de normalizado y relevado de esfuerzos a 2, 4 y 6 horas respectivamente. Los **anexos XVIII al anexo XXI** muestran las curvas de enfriamiento de cada zona medida con sus velocidades de enfriamiento contra tiempo y temperatura, calculadas con el programa matlab versión 7.12.0 R2011a.

La posición de cada zona en el conector de tubería sigue el orden de la figura 3.17.

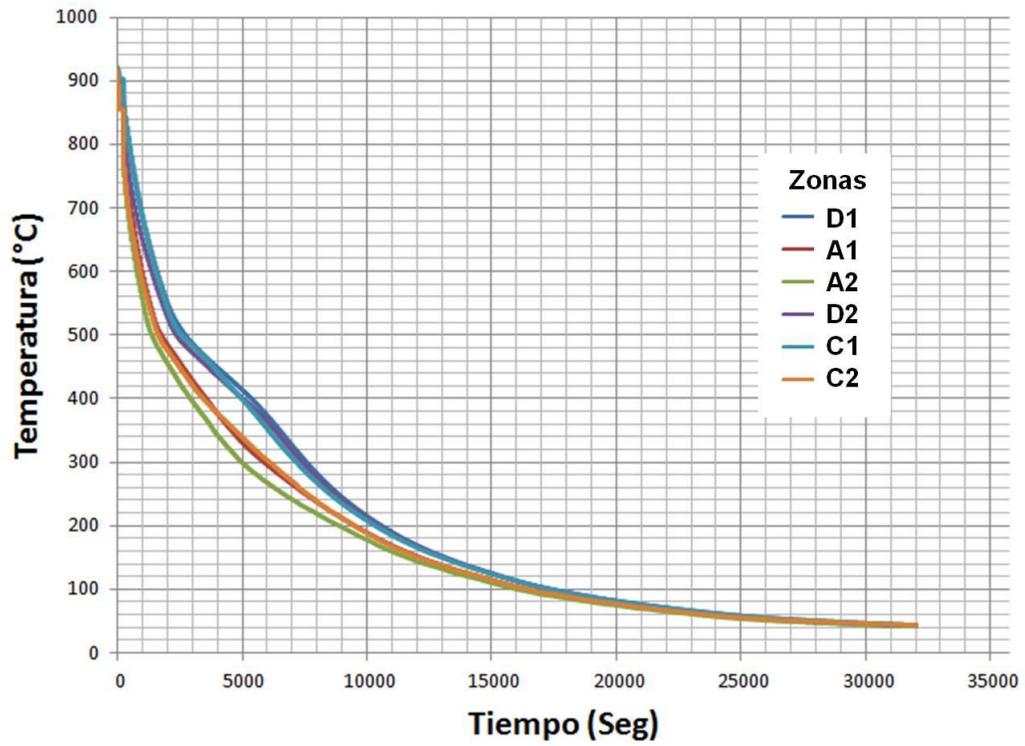


Figura 4.11 Curvas de enfriamiento de la pieza normalizada a 925° x 2hrs.

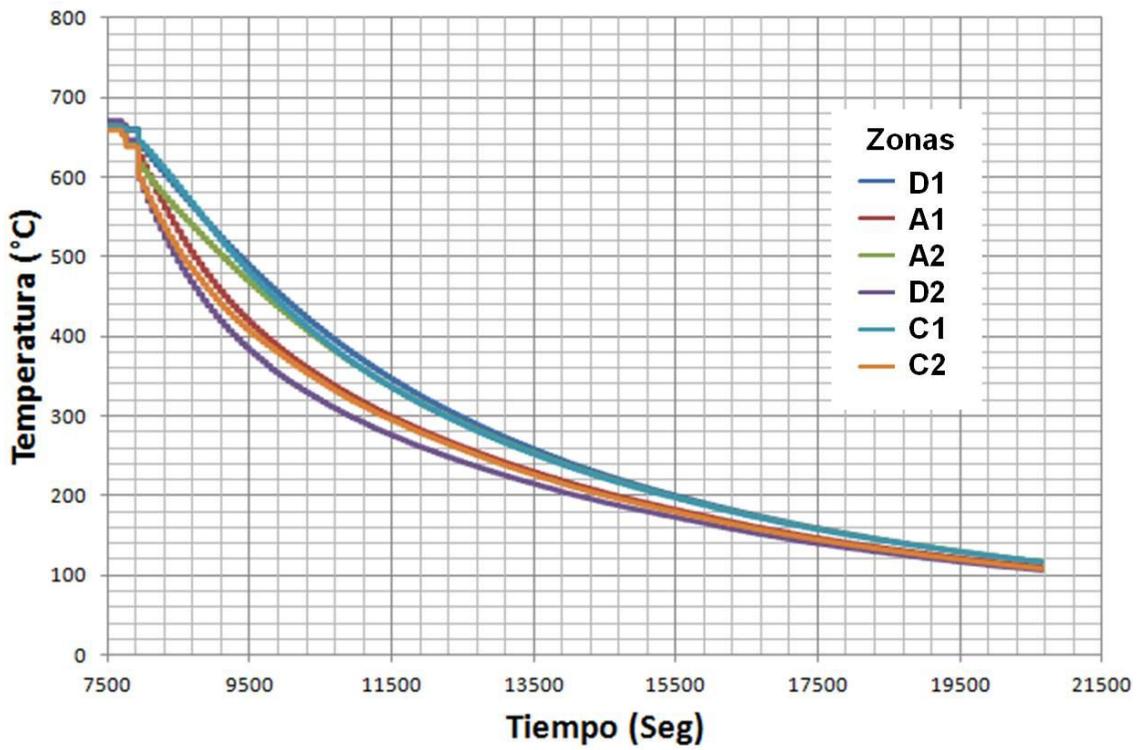


Figura 4.12 Curvas de enfriamiento del relevado de esfuerzos a 650°C x 2hrs.

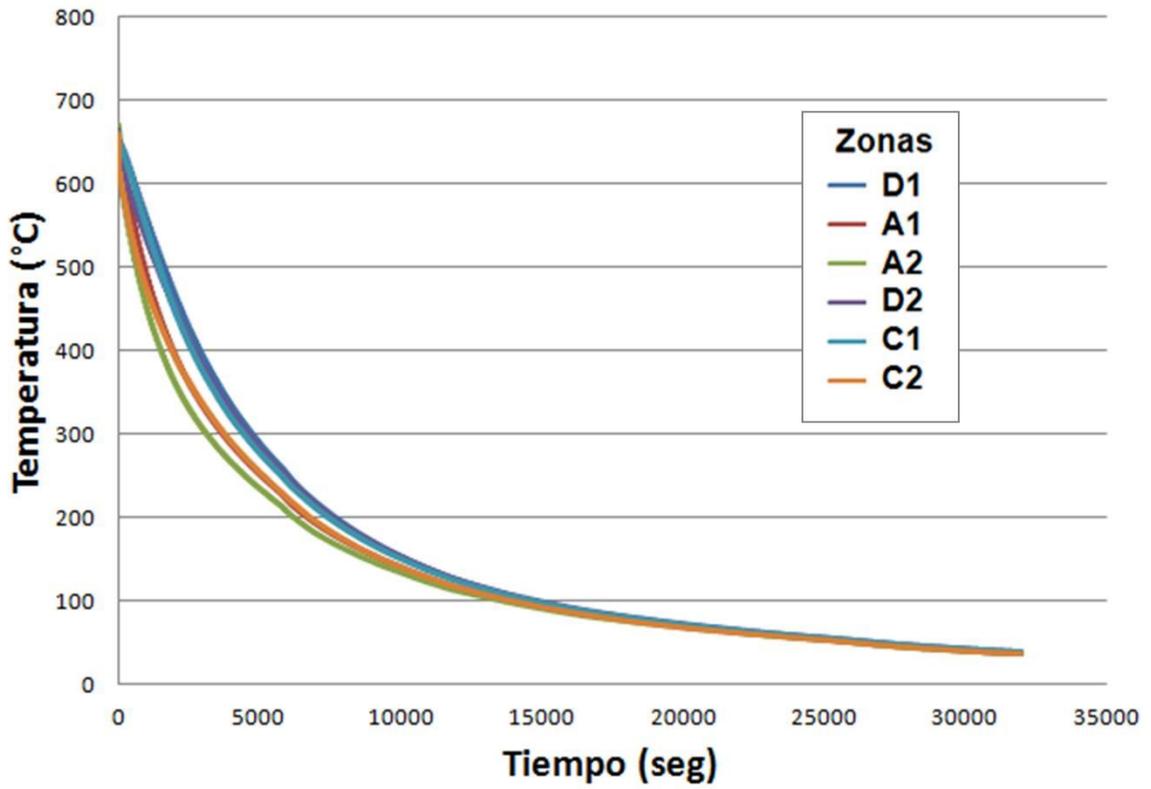


Figura 4.13 Curvas de enfriamiento del relevado de esfuerzos a 650°C x 4hrs.

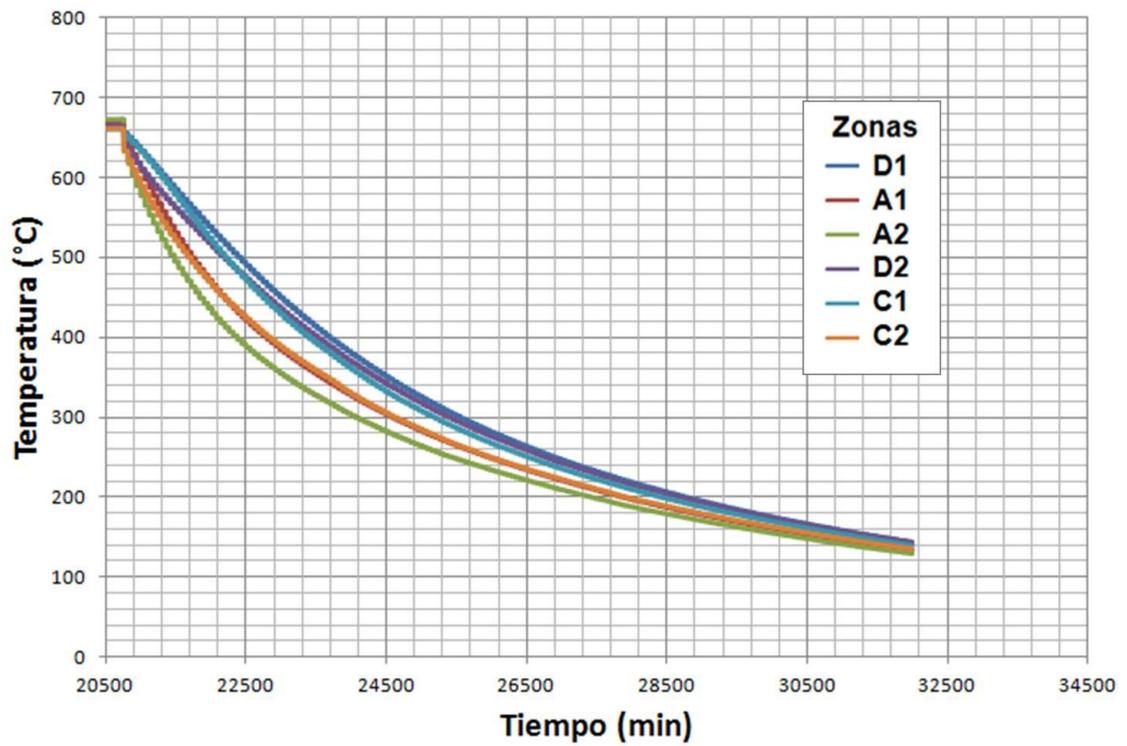


Figura 4.14 Curvas de enfriamiento del relevado de esfuerzos a 650°C x 6hrs.

CAPÍTULO 5

Discusión

A continuación se discutirán los resultados obtenidos del análisis estadístico multivariable, los tipos de fallas en los insertos, la experimentación realizada en el acero de medio carbono 8630M y las curvas de enfriamiento de los tratamientos térmicos propuestos.

5.1 Principales variables que influyen durante el proceso de maquinado.

Las zonas de corte, los insertos y los parámetros de corte óptimos encontrados por el análisis estadístico multivariable para la variable “distancia recorrida”, se discuten a continuación:

- El ala inferior, el ala superior y el diámetro exterior fueron las zonas de corte más óptimas donde los insertos recorrieron mayor distancia sin presentar desgastes prematuros. Si esto se comparara con la morfología macroestructural con la baja presencia de dendritas y con un nivel de deformación intermedio inducido por la forja en dado cerrado se pudiera entender porque el conector de tubería tiene mejor comportamiento durante el maquinado. En las siguientes secciones se presentara una figura con el nivel de deformación que presenta el conector después del proceso de forja en dado cerrado.
- Los insertos con mejor desempeño fueron los Sandvik 4215 y 4225 junto con el Mitsubishi MC6025. A pesar de que estos insertos también presentaron fractura durante el monitoreo del maquinado, antes de fracturar su vida útil fue mayor al resto de los insertos. El buen desempeño de estos insertos Sandvik se puede relacionar con el grado intermedio al desgaste lo cual lo mantenía con características intermedias entre mayor tenacidad y mayor resistencia al desgaste. Además el tipo de recubrimiento que contiene cada uno en su capa exterior la cual es de alúmina (Al_2O_3). El proceso de corte y el fenómeno de fricción en la superficie incrementan la temperatura del material del

inserto, lo cual acelera el proceso químico y físico que se relaciona con el desgaste del inserto. El recubrimiento de alúmina cuenta con propiedades de neutralidad química, baja conductividad térmica, resistencia a las temperaturas elevadas y resistencia al desgaste de cráter y flanco. Estas características son deseables cuando el tipo de maquinado entre la pieza y el inserto son de contacto continuo en un acero al carbono [1, 2].

Las zonas de corte, los insertos y los parámetros de corte óptimos encontrados por el análisis estadístico multivariable de la variable “volumen de remoción” se discuten a continuación:

- El cuello superior, cara superior y radio inferior fueron las zonas de corte más óptimas para remover mayor cantidad de volumen en el conector de tubería.
- Los insertos Sandvik 4205 y 4215 junto con el inserto Mitsubishi MC6025 fueron los que lograron mayor volumen de remoción durante el maquinado. Igual que lo discutido de la variable de “distancia recorrida” estos insertos tienen características que les dan ventaja sobre el acero de medio carbono 8630M. La literatura indica que este orden entre capas en el recubrimiento de estos insertos es el más óptimo para maquinar aceros de medio carbono [2].
- La profundidad de corte es el parámetro que tiene mayor relevancia en cuanto al volumen de remoción. La profundidad de corte es el parámetro encargado de cuanto penetrará el inserto y por lo tanto de la cantidad de material a remover de la pieza de trabajo.

5.2 Frecuencia del tipo de falla durante el proceso de maquinado.

A pesar de los resultados poco satisfactorios de cada inserto, durante el monitoreo del maquinado se observó que el inserto con mejores características fue el Sandvik 4215. Esto puede estar ligado al tipo de recubrimiento que tiene ($\text{Al}_2\text{O}_3\text{-TiCN-Sustrato}$) y el grado intermedio de resistencia al desgaste.

- La craterización es el tipo de falla que se lleva a cabo debido al fenómeno de difusión entre la viruta y la cara de ataque del inserto. Este tipo de falla fue la de menor aparición durante el maquinado del conector de tubería. Esto tal vez se deba a la ventaja del recubrimiento de alúmina en la capa exterior del inserto mencionado ya anteriormente.

La **tabla 3.4** muestra los límites de profundidad y el avance estándar para los insertos rómbicos de la compañía Sandvik. De esta manera es como se obtienen los parámetros de corte para la configuración del proceso de corte de

las piezas a maquinar. En este caso como los insertos utilizados fueron de una medida de $\frac{3}{4}$ de pulgada, los límites de profundidad que tiene es de 0.2 a 0.31 pulgadas (5 a 8 mm) los cuales se cargaron al torno para el corte del conector de tubería [5].

La **figura 5.1** muestra los resultados del tipo de fallas que estuvieron presentes durante el monitoreo del proceso de maquinado. El desgaste de flanco seguido por la fractura fueron las fallas más frecuentes, mientras que el martilleo de viruta y la craterización fueron los menos frecuentes. En base a la literatura para maquinar aceros al carbono, el recubrimiento de alúmina es el mejor recubrimiento contra la resistencia al desgaste [2]. Los resultados obtenidos durante el monitoreo del maquinado mostraron que los insertos con recubrimientos de alúmina (Al_2O_3) como capa superficial presentaron mejor resistencia al desgaste que los de nitruro de titanio (TiN) o carburo de titanio (TiC).

Para disminuir el tiempo del proceso de maquinado, por lo general, la primer alternativa era aumentar la velocidad de corte, sin embargo, cuando se aumenta este parámetro hay características en el inserto que se recomiendan aumentar para mejorar la resistencia al desgaste, como tener Al_2O_3 en la capa superior después TiC y TiN respectivamente, este orden es el recomendado por la literatura [2].

La **tabla 5.1** muestra el orden recomendado para las capas de un recubrimiento que debe de tener un inserto según el tipo de desgaste. Lo dicho anteriormente está determinado cuando el contacto inserto – pieza de trabajo es constante, ya que mientras que no tenga esta condición la capa de Al_2O_3 puede desprenderse por el efecto de golpeteo, debido a que es más frágil que el resto de los recubrimientos [1, 2, 3 y 4].

El ángulo de ataque de 75° con una punta secundaria de 100° no resulto ser la mejor posición durante el maquinado. Uno de las causas principales es un problema de programación de maquinado, ya que en este no se calculaban las dimensiones del resto del cuerpo del inserto. La punta primaria impactaba con el material remanente en el diámetro interior del conector, causando desgaste prematuro. También resultando el mismo efecto para las zonas de radios.

Frecuencia de falla en insertos durante el proceso de maquinado.

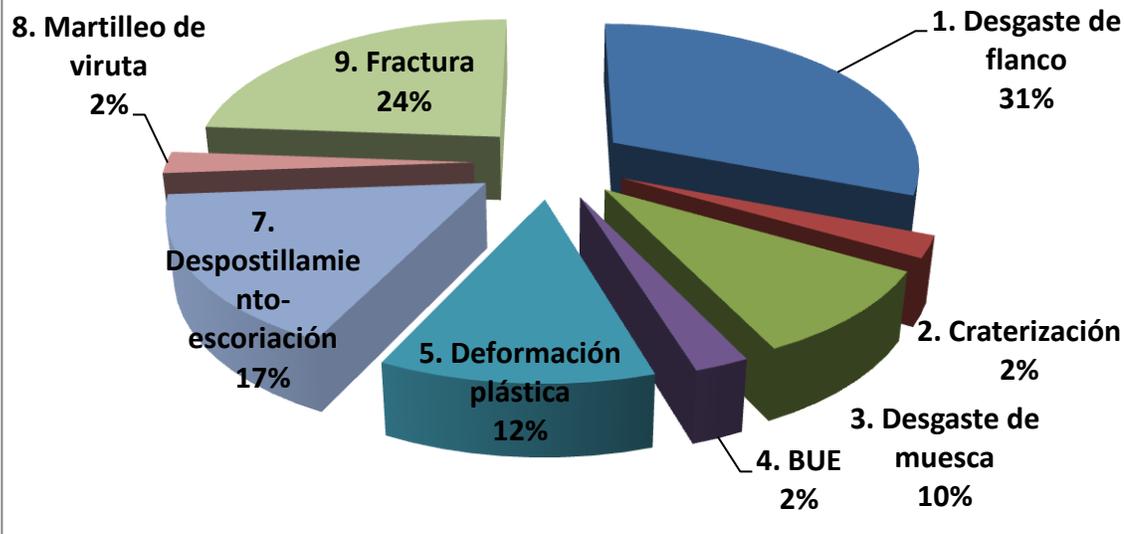


Figura 5.1 Frecuencia del tipo de falla en insertos durante el proceso de maquinado.

Tabla 5.1 Orden de recubrimientos para resistencia al desgaste de flanco y craterización [2].

Orden entre capas (1 = mejor)	Resistencia al desgaste de flanco* a velocidades de corte (m/min) de:		Resistencia a la craterización durante el torneado		
	150	275	Aceros al carbono	Aceros inoxidables	Aleaciones de Ti
1	TiC	Al ₂ O ₃	Al ₂ O ₃	TiN	(WC-Co)
2	TiN	TiC	TiN	TiC	TiC
3	Al ₂ O ₃	TiN	TiC	Al ₂ O ₃	TiN
4	(WC-Co)	(WC-Co)	(WC-Co)	(WC-Co)	Al ₂ O ₃



Figura 5.2 Diámetro interior maquinado desde la zona inferior del conector de tubería.

5.3 Fases, segregación y bandeo presente en el conector de tubería de acero 8630M.

Los anexos XIII a XVII muestran microestructuras de fases aciculares con macroestructuras bandeadas, lo cual se podría ligar a los bajos niveles de maquinabilidad. Este tipo de microestructura podría generar variación de esfuerzos llegando a fatigar el inserto reduciendo la vida útil durante el maquinado.

El efecto de “bando” se liga con el proceso de forja [6]. Según los resultados de las microestructuras y macroestructuras en las diversas muestras en condición de forja, es posible que la pieza no tenga la suficiente deformación plástica en el proceso de forja por dado cerrado, sin llegar a destruir la estructura dendrítica de colada. Presentando morfologías dendríticas remanentes de colada y produciendo también el fenómeno de bandeo. El fenómeno de bandeo presentándose en las zonas donde el conector sufrió mayor deformación durante la forja. Entonces este efecto de dendritas y el fenómeno de bandeo después del proceso de forja sería una causa por la cual el conector de tubería tenga bajos niveles de maquinabilidad y sea difícil de encontrar un inserto adecuado.

Como se menciona en la sección 5.1, hay zonas que mostraron mejores comportamientos durante el proceso de maquinado. Si se analiza la **figura 5.3** donde se tiene el perfil de deformación inducida durante el proceso de forja, se relacionan a continuación los niveles de mayor deformación con las zonas con mejor comportamiento durante el maquinado. También con la morfología macroestructural resultante en las diferentes zonas de corte.

La **figura 5.3** se obtuvo mediante una simulación realizada por el departamento de diseño de la compañía forjadora [7]. Esta figura muestra un perfil de deformación inducida por el proceso de forja en dado cerrado a través del conector de tubería. El perfil de simulación arroja resultados heterogéneos. Dentro de la simulación se acopló un aproximado de la periferia de una pieza en condición de maquinado sobre el perfil de simulación de deformación.

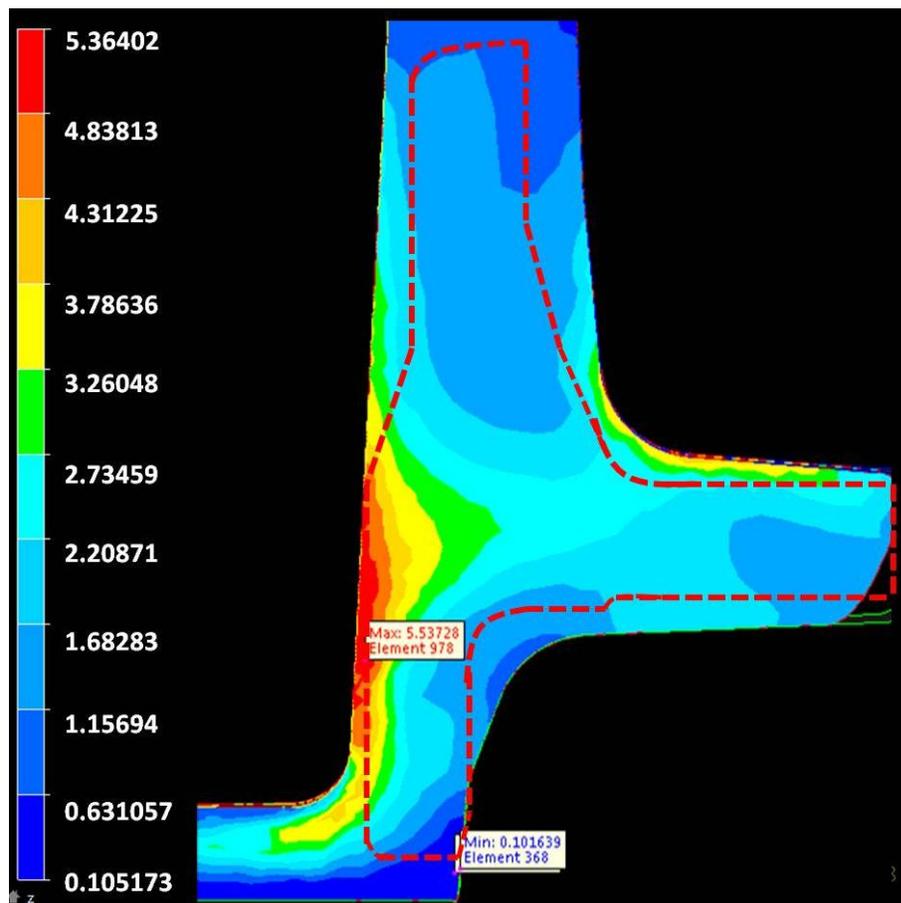


Figura 5.3 Simulación de deformación inducida durante el proceso de forja en dados cerrados [7].

Dado lo anterior se discute que:

Macroestructuras de la Zona B en la pieza en condición de forja.



Figura 5.4 Cara superior



Figura 5.5 Cuello superior – Diámetro interior

En la zona de la cara superior se observa como el material sufre un nivel de deformación muy bajo, que en comparación con las macroestructuras en esa zona la pieza en condición de forja presenta un nivel alto de estructuras dendríticas, tal como se muestra en las **figuras 5.4 y 5.5**. En los resultados del análisis estadístico del **anexo III**, los insertos presentaron bajo desempeño en la cara superior resultando ser una zona problemática en relación con la variable analizada de distancia recorrida

Macroestructuras de la Zona D en la pieza en condición de forja.



Figura 5.6 Diámetro interior – Centro - Radio inferior

En el centro de la pieza el perfil de simulación muestra altos niveles de deformación cerca de la zona del diámetro interior, alta deformación cerca del radio superior y deformación intermedia en el radio inferior. Lo cual se relaciona con el macroataque de esta misma zona, habiendo dendritas y dendritas semi deformadas, tal como se ve en las figuras 5.6 y 5.7.



Figura 5.7 Diámetro interior – Centro - Radio superior

Macroestructuras de la Zona C en la pieza en condición de forja.



Figura 5.8 Extremo del ala seguido del centro del conector



Figura 5.9 Alas superior e inferior

En la zona del ala superior, ala inferior y diámetro exterior la simulación muestra un nivel de deformación intermedio. Comparando esta simulación con la macroestructura revelada de esta zona (**figuras 5.8 a 5.10**), se observa una morfología más homogénea y con una alta cantidad de líneas de bandeado. Mientras que en los resultados del análisis estadístico del **anexo III** las zonas de ala superior, ala inferior y diámetro exterior son en las que se obtuvo una mayor distancia recorrida.



Figura 5.10 Diámetro exterior

Macroestructuras de la Zona A en la pieza en condición de forja.

Para la cara inferior y el cuello inferior, la simulación muestra niveles de deformación muy bajos. En relación con los macroataques, la figura 5.11 muestra dendritas poco deformadas. Mientras que en el diámetro interior cerca de estas zonas se observa un alto nivel de deformación y los macroataques presentan el fenómeno de bandeo. Los resultados del análisis estadístico en la cara y cuello inferior resultan ser como zonas con distancias recorridas menores.



Figura 5.11 Cara inferior – Cuello inferior - Diámetro interno

Lo anterior indica que las zonas de bajos niveles de deformación y con altas formaciones de dendritas tienden a desgastar más rápido el inserto.

5.4 Comparativo de durezas en el conector de tubería y sus diversas condiciones.

Los análisis de microdureza Vickers en la pieza en condición de forja, solo se realizaron en cinco zonas en particular. Las zonas fueron: cara superior, cara inferior, el ala inferior, ala superior y diámetro exterior.

En cuanto a las microdurezas de la pieza en condición de forja en estas zonas en particular, no presentaron cambios en estructuras bandeadas o dendríticas.

Las **figuras 4.7 y 4.8** muestran los resultados de las microdureza Vickers en las piezas con relevado de esfuerzos en todos los tiempos (2, 4 y 6 hrs) arrojaron resultados similares entre sí. La conversión de las microdurezas Vickers a HRC se obtienen 10 puntos debajo de la dureza del conector en condición de forja. Para el tratamiento de normalizado se mantuvo la dureza promedio del material en un rango de 30 a 35 Rockwell C.

Lo anterior indica que el relevado de esfuerzos en cualquiera de sus tiempos sería la mejor opción para reducir la dureza del acero 8630M y entonces analizar su nivel de maquinabilidad con este nivel de dureza.

5.4.1 Comparativo de microdureza Vickers en probetas Jominy para las diferentes condiciones.

Durante el análisis de microestructuras de las probetas Jominy accidentalmente se revelaron macroestructuras. Se presentaron líneas de flujo y bandeo para el caso de la pieza en condición forja y dendritas gruesas para la pieza en condición de tratamiento térmico original (normalizado +temple +revenido) tal como se ve en las **figuras 4.9 y 4.10**. Debido a lo anterior se realizaron microdurezas Vickers en las probetas Jominy.

Las microdurezas en las probetas Jominy arrojaron resultados muy similares en la pieza en condición forja y condición de tratamiento térmico original. Las zonas más claras presentan niveles de dureza menores que las zonas oscuras bandeadas o dendríticas (**figura 4.9 y 4.10**). Es posible comprar los resultados de microdureza de las zonas oscuras con una fase de bainita superior. Según la literatura [1, 8] esta fase tiene un rango de durezas de 450 a 700 HV, siendo más suave la bainita superior. Entonces de las microdurezas resultantes de las probetas Jominy de entre aproximadamente 430 y 530 se puede deducir que la fase bainita superior es la que domina en esta zona analizada.

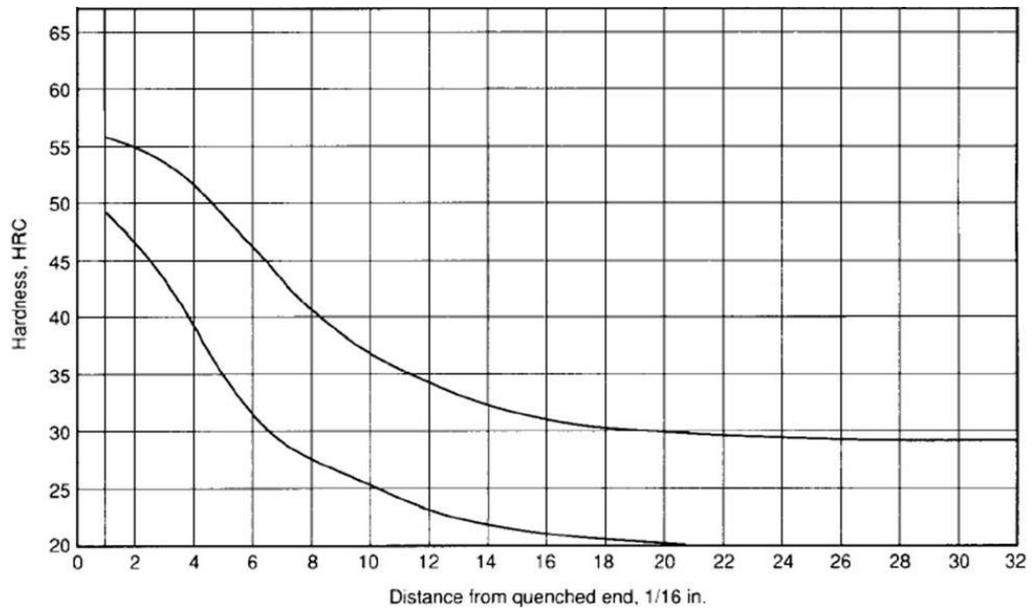


Figura 5.12 Durezas HRC de un ensayo Jominy de un acero de medio carbono 8630 [9].

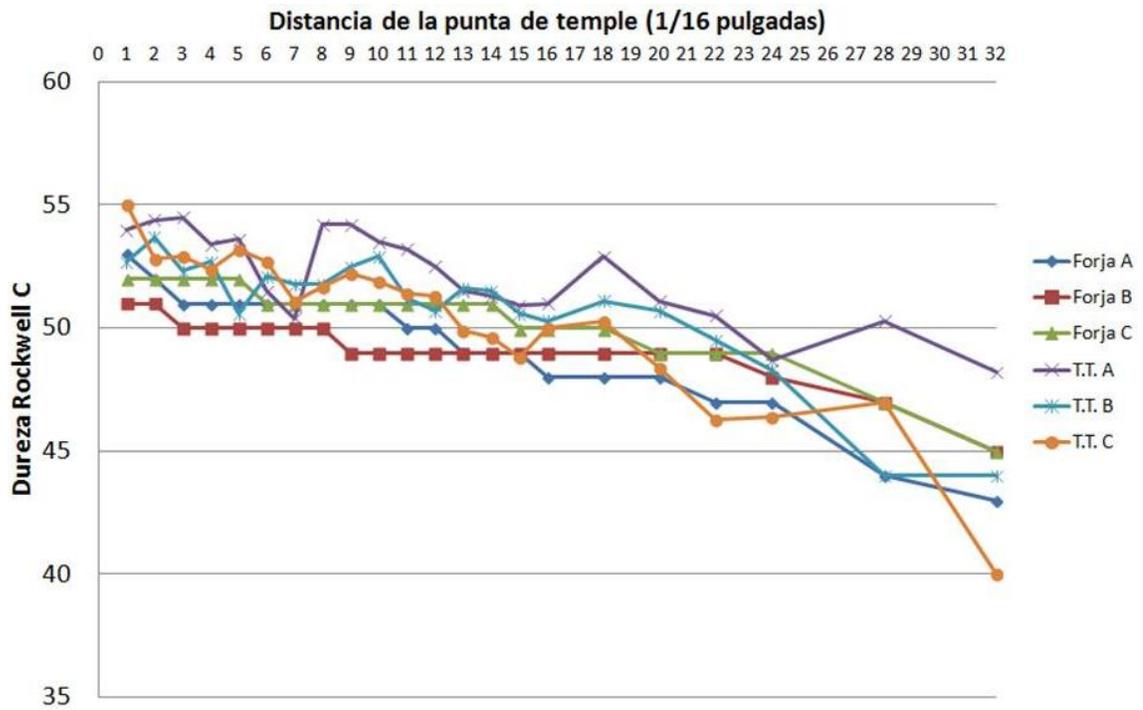


Figura 5.13 Durezas HRC del acero de medio carbono 8630M de la compañía forjadora.

A partir de las microdurezas obtenidas en las probetas Jominy en ambas condiciones sería posible definir las causas de las anomalías en el conector durante el proceso de maquinado. Las cuales podrían estar causando variaciones de esfuerzos debido a su cambio de dureza. Sin embargo, cabe recalcar que las probetas Jominy tienen tratamiento térmico de temple, por lo cual ya no es la condición del proceso original. Dado lo anterior, los resultados de microdureza en relación con la facilidad de maquinado no son representativos de la condición original en la que la pieza se maquinaria en situaciones reales.

Por otro lado, los resultados de dureza Rockwell C bajo el estándar del ensayo Jominy (figura 5.5) arrojaron durezas por encima de lo que reporta la literatura referente a un acero de medio carbono 8630 [9] tal como se observa en la figura 5.4. Indicando que el acero 8630M de la compañía forjadora es más templable que un acero AISI-SAE 8630.

5.5 Comparativo de propiedades de piezas en sus diferentes condiciones.

Las pruebas mecánicas realizadas tienen como límite los requerimientos especificados para el conector de tubería. La línea horizontal negra que atraviesa la grafica es el límite que requerido para las propiedades del conector de tubería. Los resultados de los tratamientos térmicos propuestos no alcanzaron los requerimientos límite.

Los resultados de esfuerzo de tensión se muestran en la **figura 5.14**. Las condiciones de forja, tratamiento térmico original y normalizado son similares sobrepasando los requerimientos. Para los diferentes relevados de esfuerzos los resultados son más bajos que el resto de las condiciones.

Los resultados del esfuerzo de cedencia que se muestra en la **figura 5.15** se encuentran por debajo del límite requerido y todos los tratamientos de relevado de esfuerzos se posicionan aun más abajo.

La dureza Brinell de los relevados de esfuerzos disminuye notablemente, tal como se muestra en la **figura 5.19**. Esto podría relacionarse con el aumento en la elongación de la pieza, que se ve en la **figura 5.16**, produciendo a su vez mayor porcentaje de reducción de área, tal como se muestra en la **figura 5.17** haciendo al material más suave.

De lo dicho anteriormente, al presentar estos niveles de dureza Brinell en el acero de medio carbono, es posible facilitar el proceso de maquinado.

Las condiciones de forja, tratamiento térmico original y el normalizado se mantienen alrededor de los requerimientos especificados en cedencia, porcentaje de elongación, porcentaje de reducción de área y dureza Brinell.

Los impactos Charpy se mantienen muy debajo de los requerimientos especificados tanto en las zonas longitudinales como transversales, aunque en los relevados de esfuerzos los resultados doblan las energías de impacto de las condiciones de forja, del tratamiento térmico original y el normalizado tal como se observa en la **figura 5.18**.

Ya que el material tiene un alto nivel de templabilidad, es posible que durante el contacto con los dados de forja se produzcan esfuerzos en el material debido al enfriamiento. Por lo tanto, la liberación de esfuerzos mediante el tratamiento de relevados de esfuerzos redujeron la dureza del conector, reduciendo a su vez, los esfuerzos de tensión y cedencia del material y aumentando la elongación y reducción de área.

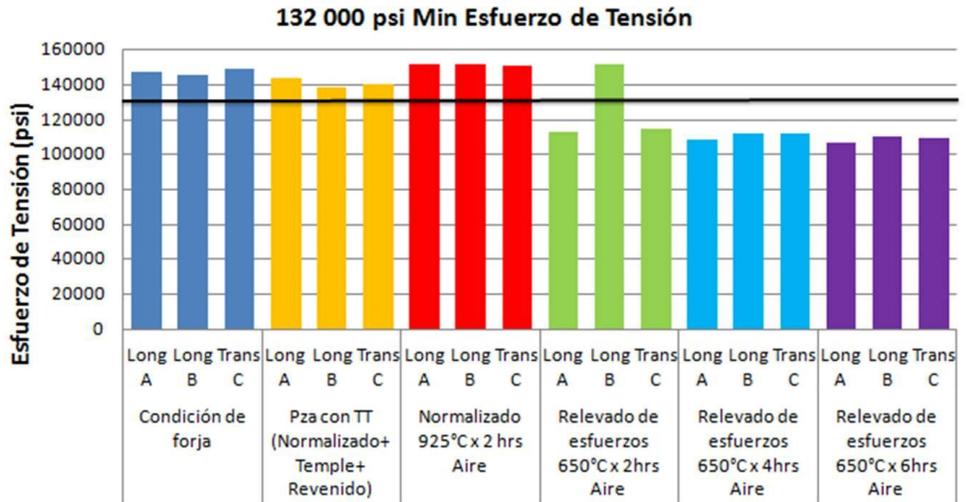


Figura 5.14 Esfuerzo de tensión de las condiciones originales y de los tratamientos térmicos propuestos.

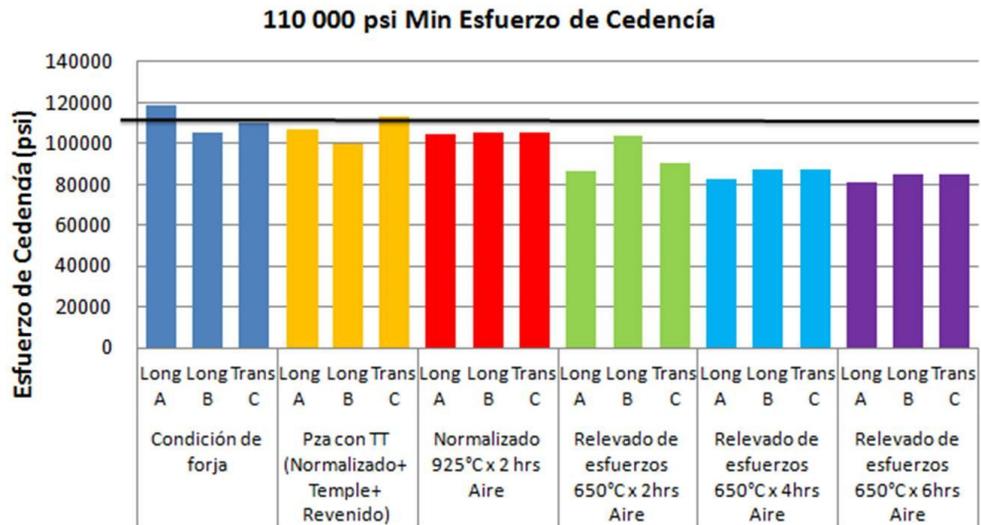


Figura 5.15 Esfuerzo de cedencia de las condiciones originales y de los tratamientos térmicos propuestos.

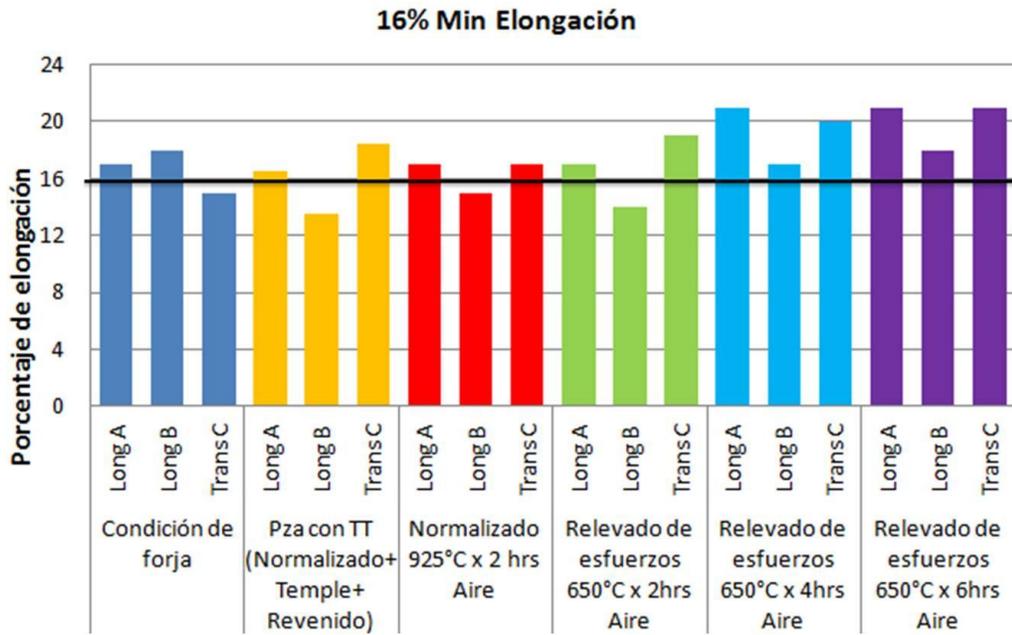


Figura 5.16 Porcentaje de elongación de las condiciones originales y de los tratamientos térmicos propuestos.

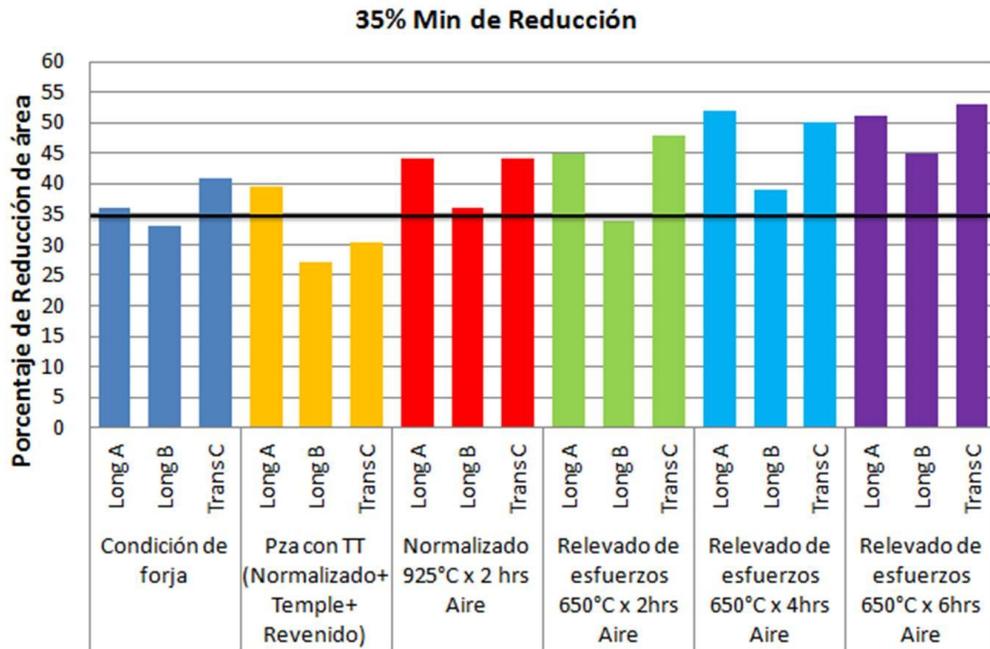


Figura 5.17 Porcentaje de reducción de las condiciones originales y de los tratamientos térmicos propuestos.

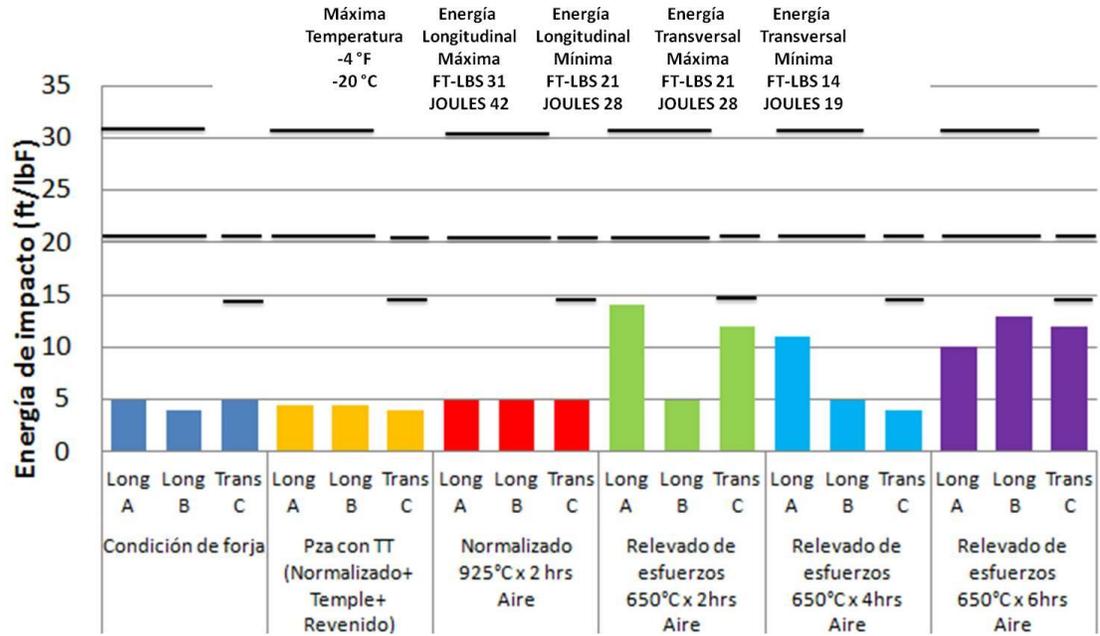


Figura 5.18 Impactos Charpy de las condiciones originales y de los tratamientos térmicos propuestos.

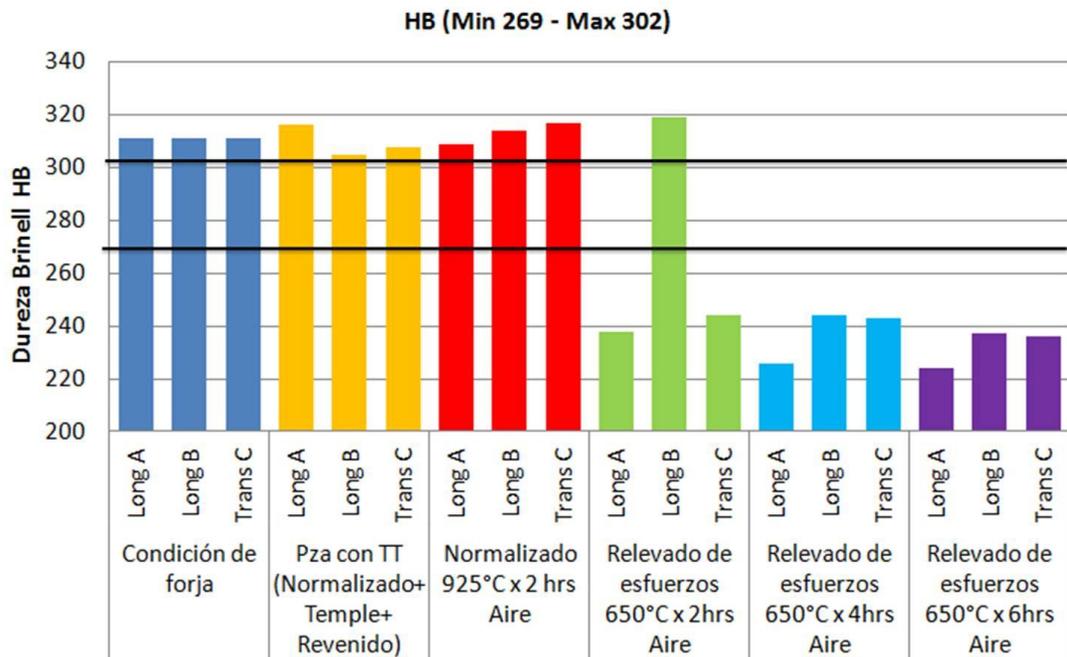


Figura 5.19 Durezas Brinell de las condiciones originales y de los tratamientos térmicos propuestos.

5.6 Curvas de enfriamiento de los tratamientos térmicos propuestos

Las curvas de enfriamiento resultantes del tratamiento térmico de normalizado arrojaron una posible transición de fase. Como se observa en la grafica de la **figura 4.11** hay un cambio en la pendiente alrededor de los 300 y 500 °C. Alrededor de esta temperatura es posible que hayan ocurrido transformaciones de fase en la pieza.

La **figura 5.12** muestra diagrama de transformación por enfriamiento continuo (CCT) para un acero de medio carbono 8630M. Este diagrama se obtuvo a partir de la composición química de la **tabla 3.1** y calculado por el programa JMatPro [10]. El **anexo XVIII** muestra velocidades de enfriamiento del tratamiento de normalizado alrededor de 0.12 a 0.16 °C/segundo. Estas velocidades en relación con el diagrama CCT de la **figura 5.20** indican que el material entraría en la curva del inciso “D)” donde la velocidad es de 0.1°C/segundos. El acero entonces atravesó por las fases de ferrita, perlita y bainita inicial terminando en bainita final y posiblemente pequeñas cantidad de martensita.

Si esto también se relaciona con las micrografías de la pieza normalizada en el **Anexo VII** se observa una microestructura más homogénea y fina en comparación con la condición de forja.

La **figura 5.21** es el mismo diagrama CCT pero este incluye los niveles de dureza Rockwell C que se podrían obtener según la transición de fase. Para el caso del acero 8630M el diagrama arroja alrededor de 31 HRC lo cual es comparativo con los resultados de dureza Brinell. La conversión de dureza 302 HB a HRC es de 31.

Debido a que las curvas de enfriamiento de los tratamientos de relevados de esfuerzos no presentan cambios significativo no se llevo a cabo un análisis más detallado sobre sus velocidades de enfriamiento.

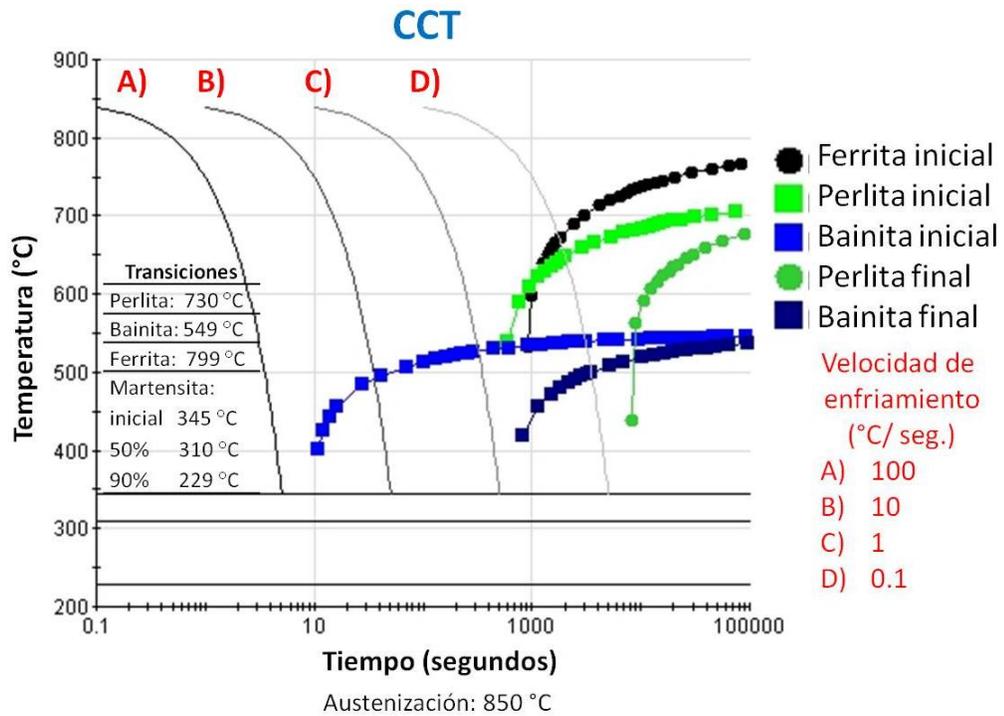


Figura 5.20 Diagrama de transformación por enfriamiento continuo y velocidades de enfriamiento para el acero 8630M [10].

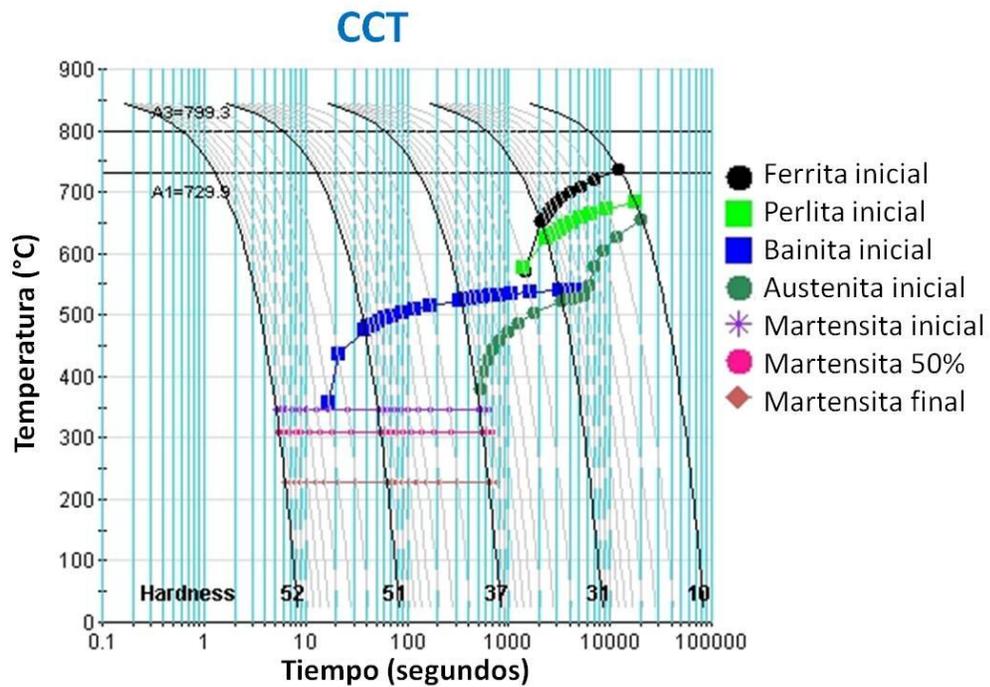


Figura 5.21 Diagrama CCT de un acero 8630M con durezas Rockwell C [10].

Referencias

1. ASM, Metals Handbook, Vol. 16, Machining Processes.
2. Thomas Childs, Katsuhiko Maekawa, "Metal Machining Theory and Applications", A Member of the Hodder Headline Group London, Vol.1, 2000, P 109-110.
3. DeGarmo E. Paul, Black J.T., Kohser Ronald A. "Materials and Processes in Manufacturing". 8° Edition. Prentince-Hall, 1997.
4. Kalpakjian S., Schmid S.R. "Manufactura, Ingeniería y Tecnología". Quinta Edición. Prentince-Hall, 2008.
5. Catalogo Herramientas de corte Sandvik Coromant.
6. George Krauss, "Solidification, Segregation, and Banding in Carbon and Alloy Steels", Metalurgical & Materials Transactions, Vol. 34, 2003, P 781 - 792.
7. Comunicación personal Ingeniero Hugo Zapata del departamento de diseño en ingeniería de procesos de forja, FRISA. Simulación de nivel de deformación resultante del proceso punzonado en forja.
8. ASM, Metals Handbook Vol. 04, Heat Treating.
9. ASM, "8630 Technical Data Sheet", International Heat Traters Guide, 1995, p. 456 - 459.
10. Comunicación personal Ingeniero Angélica Carmina Mena Luna, Diagrama de transformación por enfriamiento rápido, calculados del programa JMatPro.

CAPÍTULO 6

CONCLUSIONES

A pesar de que la mayoría de resultados del análisis de falla en insertos presentaron desgastes severos como la fractura, los resultados del análisis estadístico multivariable indicaron que la herramienta Sandvik 4215 es el inserto más indicado para el proceso de maquinado del conector de tubería de acero de medio carbono 8630M, debido al buen desempeño que presento en cuanto a distancia recorrida y volumen de remoción.

La punta secundaria en los insertos de geometría rómbica no fue la mejor opción para maquinar el conector, aun teniendo varios grados de resistencia al desgaste.

Una de las propuestas a seguir sería el cambio de geometría a inserto redondo teniendo el mismo grado que el inserto Sandvik 4215. Esto debido a que los insertos redondos abarcan más área de corte y contacto, presentando menores esfuerzos inducidos en la pieza de trabajo.

El conector revela macroestructuras bandeadas las cuales se podrían relacionar a los bajos niveles de maquinabilidad, generando variaciones de esfuerzos durante el maquinado, llegando a desgastar la herramienta de corte antes de su vida útil.

Los tratamientos térmicos propuestos no lograron cambiar la macroestructura de la pieza en condición de forja.

Según las micrografías del tratamiento de normalizado muestran una morfología más fina y homogénea. Sin embargo este tratamiento no elimino la morfología dendrítica ni el fenómeno de bandeado.

Los resultados de los tratamientos térmicos propuestos indican que el siguiente paso sería realizar una prueba de maquinabilidad para analizar el desgaste del

inserto y ver que tratamiento térmico propuesto sería el más óptimo para agregarse después del proceso de forja.

Los resultados de pruebas mecánicas de los tratamientos térmicos propuestos no alcanzaron las especificaciones requeridas.

El tratamiento de relevado de esfuerzos con un tiempo de 2 horas obtuvo resultados más elevados en cuanto a la tenacidad en los ensayos de impacto y se disminuyeron los niveles de dureza, lo cual indica que podría tener mejor nivel de maquinabilidad y ser una posible alternativa posterior al proceso de forja.

Las propiedades de las piezas en condición de forja y tratamiento térmico original no alcanzan los requerimientos especificados en las tenacidades de los impactos.

Las propiedades mecánicas de los tratamientos térmicos propuestos, no alcanzaron los requerimientos especificados. Sin embargo, el tratamiento térmico de relevado de esfuerzos de 2hrs fue el que tuvo resultados más altos en la tenacidad de los impactos.

CAPÍTULO 7

TRABAJO A FUTURO

Realizar análisis químico en las muestras pulidas en condición forja, tratamiento térmico original y muestras de ensayo Jominy, para conocer que fases están presentes en el material en las zonas bandeadas y dendríticas.

Realizar ensayos de maquinabilidad con las muestras en condición forja, tratamiento térmico original y tratamientos térmicos propuestos con el fin de evaluar el nivel de maquinabilidad de cada condición.

Realizar los ensayos de maquinado con insertos de geometría redonda teniendo el mismo grado de resistencia al desgaste.

Mejorar la etapa de monitoreo de maquinado para obtener una tabla de datos con mayor repetitividad y tener mejor soporte para los resultados del análisis estadístico multivariable.

Agregar pruebas de forja abierta como proceso previo al de forja por dado cerrado. Preformar el cilindro en caliente con dados convexos para generar una mayor deformación que permita eliminar la morfología macroestructural de dendritas provenientes del proceso de colada.

CAPÍTULO 2

Revisión Bibliográfica

Figura 2.1 Proceso de torneado donde se muestran los principales parámetros de corte como avance, profundidad de corte y velocidad de giro.

Figura 2.2 Los nueve tipos de desgaste que se pueden presentar en un inserto durante un proceso de corte.

Figura 2.3 Relación entre tiempo y temperatura en el relevado de esfuerzos en un acero.

Figura 2.4 Estructura cristalina característica de fundición para una aleación, mostrando la segregación de los componentes en 3 facas hasta el centro de la fundición.

Figura 2.5 estructuras dendríticas remanentes de un acero 10V45 rolado en caliente para la reducción de radios a) 7:1, b) 10:1, c) 27:1 y d) 49:1. Sección transversal, ataque de ácido pícrico sódico tridecibenceno.

Figura 2.6 Microestructura de un acero al carbono UNS G10400, a) 100x. b) 50x. Ataque de picral al 4%.

Figura 2.7 Bainita inferior con matriz de martensita sin revenir a) 500x. Bainita superior b) 500x. Ataque de picral.

CAPÍTULO 3

Procedimiento Experimental

Figura 3.1 Geometría seleccionada del conector de tubería en el cual se llevo el monitoreo del proceso de maquinado.

Figura 3.2 Principales pasos del proceso de forja por impresión en dado cerrado para el conector de acero medio carbono 8630M.

Figura 3.3 Corte transversal del conector de acero medio carbono, donde se muestran las distintas zonas a maquinar.

Figura 3.4 Montaje para primera y segunda operación del conector de tubería en torno vertical.

Figura 3.5 Paquete NX 7.5 para simulación y programación de maquinado del cual se obtuvieron los cálculos de volúmenes de remoción.

Figura 3.6 Torno vertical CNC marca YOU-JI modelo VTL 2500 ATC.

Figura 3.7 Capacidad que puede alcanzar un torno VTL2500 ATC, velocidades de giro contra potencia en relación con el torque que se tenga establecido para el maquinado.

Figura 3.8 Geometría de inserto utilizada durante el maquinado del presente trabajo.

Figura 3.9. Muestra el rango de resistencia al desgaste en insertos contra el nivel de corte que puede llegar a presenta el material.

Figura 3.10 Diagrama de flujo que muestra la datos de entrada, del proceso y de salida de los principales parámetros de corte durante el proceso de maquinado utilizados para el análisis estadístico multivariable.

Figura 3.11 Piezas de rechazo utilizadas para experimentación de maquinado y pruebas de laboratorio.

Figura 3.12 Corte transversal de 1 pulgada de espesor para: a) análisis micro estructural y b) medición de dureza Brinell.

Figura 3.13 Pulidora con brazo semiautomático, marca Struers.

Figura 3.14 Microscopio óptico Nikon y analizador de imágenes utilizados para la captura de micrografías.

Figura 3.15 Corte transversal que muestra las zonas transversal y longitudinal de donde se extrajeron las probetas para pruebas mecánicas.

Figura 3.16 Corte transversal de 1 pulgada de espesor para macro ataque. El corte fue dividido en 4 secciones.

Figura 3.17 La figura muestra las perforaciones en los cortes del conector de tubería. El inciso a) muestra las cuatro zonas de cada pieza, b) los barrenos en el diámetro interior y c) los barrenos en el ala del conector.

CAPÍTULO 4

Resultados

Figura 4.1 Microestructura presente en el conector de tubería en condición de forja y de tratamiento térmico original.

Figura 4.2 Macroataque del conector de tubería en la condición de forja en la zona A. La flecha negra indica la dirección de la cara.

Figura 4.3 Microestructura presente en la posición D2 del conector de tubería para los diferentes tratamientos térmicos propuestos.

Figura 4.4 Macro estructura de la Zona A del conector de tubería con tratamiento térmico de normalizado a 925°C x 2hrs.

Figura 4.5 Macrografías tomadas de los especímenes Jominy en a) condición de forja y en b) condición de tratamiento térmico (normalizado +temple +revenido).

Figura 4.6 Cada curva representa la condición: de forja o tratada térmicamente y la posición longitudinal y trasversal del conector de tubería.

Figura 4.7 Microdurezas Vickers en las diferentes zonas analizadas de la pieza en condición de forja.

Figura 4.8 Microdurezas Vickers en las cuatro posiciones de los especímenes con tratamiento térmico propuestos.

Figura 4.9 a) y b) son las indentaciones de las zonas claras, mientras que c) y d) las indentaciones en zonas oscuras en la condición de forja.

Figura 4.10 Las imágenes a) y b) son las indentaciones en las zonas claras, mientras que c) y d) las zonas oscuras en tratamiento térmico original.

Figura 4.11 Curvas de enfriamiento de la pieza normalizada a 925° x 2hrs.

Figura 4.12 Curvas de enfriamiento del relevado de esfuerzos a 650°C x 2hrs.

Figura 4.13 Curvas de enfriamiento del relevado de esfuerzos a 650°C x 4hrs.

Figura 4.14 Curvas de enfriamiento del relevado de esfuerzos a 650°C x 6hrs.

CAPÍTULO 5

Discusión

Figura 5.1 Frecuencia del tipo de falla en insertos durante el proceso de maquinado.

Figura 5.2 Diámetro interior maquinado desde la zona inferior del conector de tubería.

Figura 5.3 Simulación de deformación inducida durante el proceso de forja en dados cerrados.

Figura 5.4 Cara superior.

Figura 5.5 Cuello superior – Diámetro interior.

Figura 5.6 Diámetro interior – Centro - Radio inferior.

Figura 5.7 Diámetro interior – Centro - Radio superior.

Figura 5.8 Extremo del ala seguido del centro del conector.

Figura 5.9 Alas superior e inferior.

Figura 5.10 Diámetro exterior.

Figura 5.11 Cara inferior – Cuello inferior - Diámetro interno.

Figura 5.12 Durezas HRC de un ensayo Jominy de un acero de medio carbono 8630 [9].

Figura 5.13 Durezas HRC del acero de medio carbono 8630M de la compañía forjadora.

Figura 5.14 Esfuerzo de tensión de las condiciones originales y de los tratamientos térmicos propuestos.

Figura 5.15 Esfuerzo de cedencia de las condiciones originales y de los tratamientos térmicos propuestos.

Figura 5.16 Porcentaje de elongación de las condiciones originales y de los tratamientos térmicos propuestos.

Figura 5.17 Porcentaje de reducción de las condiciones originales y de los tratamientos térmicos propuestos.

Figura 5.18 Impactos Charpy de las condiciones originales y de los tratamientos térmicos propuestos.

Figura 5.19 Durezas Brinell de las condiciones originales y de los tratamientos térmicos propuestos.

Figura 5.20 Diagrama de transformación por enfriamiento continuo y velocidades de enfriamiento para el acero 8630M.

Figura 5.21 Diagrama CCT de un acero 8630M con durezas Rockwell C.

CAPÍTULO 3

Procedimiento Experimental

Tabla 3.1 Composición química de un acero de medio carbono 8630M.

Tabla 3.2 Capacidad dimensional de maquinado, velocidad de giro, avance y desplazamiento en ejes X y Z y la profundidad de corte que proporciona un torno VTL2500 ATC.

Tabla 3.3 Insertos utilizados durante el proceso de maquinado.

Tabla 3.4 Profundidades que alcanza un inserto rómbico.

Tabla 3.5 Tratamientos térmicos propuestos.

CAPÍTULO 4

Resultados

Tabla 4.1 Resultados de prueba de dureza Vickers realizados en la probeta Jominy en condición de forja.

Tabla 4.2 Resultados de prueba de dureza Vickers realizados en la probeta Jominy en de tratamiento térmico (normalizado + temple + revenido).

CAPÍTULO 5

Discusión

Tabla 5.1 Profundidades que alcanza un inserto rómbico.

Tabla 5.2 Orden de recubrimientos para resistencia al desgaste de flanco y craterización.

Anexo I

Variables del proceso de maquinado.

	Zona a maquinar	Inserto	Avance (pulg/min)	Profundidad (pulg)	RPM
1	Cara inferior	Mitsubishi UE6020	1.23	0.250	41
2	Cara inferior	Mitsubishi UE6020	1.23	0.250	41
3	Cara inferior	Mitsubishi UE6020	1.23	0.250	41
5	Cara inferior	BES Carbide BN33	1.23	0.250	41
6	Cara inferior	Kennametal KC9125	1.23	0.200	41
7	Cara inferior	Kennametal KC9125	1.23	0.100	41
8	Cara inferior	Kennametal KC9125	1.23	0.100	41
9	Ala inferior	Sumitomo AC820P	1.23	0.250	41
10	Ala inferior	Sumitomo AC820P	1.23	0.250	41
11	Ala inferior	Sumitomo AC820P	0.96	0.350	26-38
12	Ala inferior	Sumitomo AC820P	0.96	0.200	26-38
13	Ala inferior	Sandvik 4205	1.23	0.300	41
14	Ala inferior	Sandvik 4205	1.23	0.300	41
15	Ala inferior	Kennametal KCP10	0.93	0.500	23-40
16	Ala inferior	Kennametal KCP10	0.69	0.500	23
17	Ala inferior	Kennametal KCP10	0.96	0.400	23-41
18	Ala inferior	Kennametal Alcrona	0.975	0.100	25-40
19	Ala inferior	Kennametal Alcrona	0.975	0.100	25-40
20	Cuello inferior	Sandvik 4205	1.23	-	41
21	Cuello inferior	Kennametal KCP10	1.23	0.250	41
22	Cuello inferior	Kennametal KC9125	1.23	0.250	41
23	Radio inferior	Kennaemtal KCP10	1.080	0.200	40
24	Radio inferior	Kennametal KCP10	1.080	0.450	40
25	Radio inferior	Sandvik 4225	1.080	0.500	40
26	Ø interior	Sandvik 4205	1.23	0.250	41
27	Ø interior	Sandvik 4205	1.23	0.250	41
28	Ø interior	Sandvik 4215	1.107	0.350	41
29	Ø interior	Sandvik 4225	1.23	0.250	41
30	Ø interior	Sandvik 4225	1.23	0.250	41

... continuación anexo I

	Zona a maquinar	Inserto	Avance (pulg/min)	Profundidad (pulg)	RPM
31	Ø exterior	Mtsubishi MC6025	0.63	0.450	21
32	Ø exterior	BES Carbide BN33	0.63	0.250	21
33	Ø exterior	BES Carbide BN33	0.63	0.250	21
34	Ø exterior	BES Carbide BN33	0.63	0.250	21
35	Ø exterior	Kennametal KC9125	0.66	0.100	22
36	Ø exterior	Kennametal KCP10	0.69	0.300	23
37	Ø exterior	Kennametal KC9125	0.63	0.350	21
38	Ø exterior	Sandvik 4205	0.63	0.350	21
39	Cara superior	Kennametal Alcrona	1.23	0.300	41
40	Cara superior	Kennametal KCP10	1.107	0.200	41
41	Ala superior	Kennametal Alcrona	0.96	0.350	26-38
42	Ala superior	Kennametal Alcrona	0.96	0.350	26-38
43	Ala superior	Kennametal KCP10	0.864	0.350	26-38
44	Ala superior	Kennametal KCP10	0.864	0.250	26-38
45	Ala superior	Kennametal KCP10	0.864	0.030	26
46	Cuello superior	Kennametal Alcrona	1.23	0.350	41
47	Radio superior	Sandvik 4215	1.080	0.300	40
48	Radio superior	Sandvik 4215	1.230	0.400	41
49	Radio superior	Kennametal KC9125	1.230	0.400	41

Anexo II

VARIABLES DE SALIDA CALCULADAS DEL PROCESO DE MAQUINADO.

	Zona a maquinar	Velocidad de corte (pies/min)	Distancia recorrida (pulgada)	Tiempo de corte (min)	Volumen removido por corte (pulg ³)	Volumen / Tiempo (Kg/min)
1	Cara inferior	249	5.42	4.41	149.801	4.385
2	Cara inferior	191	2.16	1.76	74.900	5.502
3	Cara inferior	256	5.17	4.20	74.900	2.299
5	Cara inferior	255	4.60	3.74	74.900	2.584
6	Cara inferior	256	5.00	4.07	180.407	5.725
7	Cara inferior	256	5.00	4.07	30.284	0.961
8	Cara inferior	256	5.00	4.07	30.284	0.961
9	Ala inferior	439	21.86	17.77	307.480	2.232
10	Ala inferior	439	21.86	17.77	549.071	3.985
11	Ala inferior	410	17.92	18.67	494.164	3.415
12	Ala inferior	410	16.40	17.08	549.071	4.146
13	Ala inferior	435	31.65	25.73	713.192	3.575
14	Ala inferior	435	10.55	8.58	329.443	4.955
15	Ala inferior	415	24.00	25.81	658.885	3.294
16	Ala inferior	312	0.00	0.00	549.071	-
17	Ala inferior	428	19.35	20.16	1338.663	8.567
18	Ala inferior	429	9.00	9.23	109.814	1.535
19	Ala inferior	429	18.00	18.46	494.164	3.453
20	Cuello inferior	258	-	0.00	456.860	-
21	Cuello inferior	260	3.50	2.85	61.773	2.800
22	Cuello inferior	247	-	-	61.773	-
23	Radio inferior	250	14.00	11.67	267.684	2.960
24	Radio inferior	267	5.92	5.48	280.494	6.601
25	Radio inferior	0	8.22	7.61	596.941	10.117
26	Ø interior	147	17.70	14.39	91.116	0.817
27	Ø interior	147	17.70	14.39	91.116	0.817
28	Ø interior	196	17.00	15.36	242.113	2.034
29	Ø interior	171	17.78	14.46	212.173	1.893
30	Ø interior	192	17.36	14.11	91.116	0.833

... continuación anexo II

	Zona a maquinar	Velocidad de corte (pies/min)	Distancia recorrida (pulgada)	Tiempo de corte (min)	Volumen removido por corte (pulg³)	Volumen / Tiempo (Kg/min)
31	Ø exterior	290	5.00	7.94	212.553	3.455
32	Ø exterior	291	10.00	15.87	240.528	1.955
33	Ø exterior	288	2.00	3.17	240.528	2.479
34	Ø exterior	285	4.50	7.14	217.267	2.294
35	Ø exterior	294	10.00	15.15	143.369	1.850
36	Ø exterior	307	5.00	7.25	166.453	2.552
37	Ø exterior	292	5.00	7.94	499.358	2.706
38	Ø exterior	280	15.60	24.76	129.241	2.601
39	Cara superior	214	16.00	13.01	129.241	1.282
40	Cara superior	214	18.85	17.03	161.518	1.224
41	Ala superior	421	16.00	16.67	455.578	3.526
42	Ala superior	421	16.00	16.67	549.693	4.255
43	Ala superior	419	18.00	20.83	556.817	3.448
44	Ala superior	419	27.00	31.25	759.296	3.134
45	Ala superior	419	9.00	10.42	30.372	0.376
46	Cuello superior	266	29.18	27.02	329.548	1.755
47	Radio superior	350	29.18	27.02	186.873	0.892
48	Radio superior	350	10.00	8.13	257.596	4.087
49	Radio superior	350	5.00	4.07	257.596	8.175

Anexo III. Análisis estadístico multivariable.

Parámetros estimados para el análisis de “*distancia recorrida*”.

Distancia Recorrida				
Parámetros estimados				
Zonas de corte				
Term	Estimate	Std Error	t Ratio	Prob> [t]
Ala inferior	5.2136989	2.350491	2.22	0.0377*
Ala superior	3.0521758	2.897936	1.05	0.3042
Cuello inferior	-4.017099	1.975794	-2.03	0.0549
Cuello superior	2.2512976	2.046311	1.10	0.2837
Cara inferior	-3.146175	1.485313	-2.12	0.0463*
Cara superior	-0.858382	1.851955	-0.46	0.6478
Radio inferior	-2.08452	1.200518	-1.74	0.0972
Radio superior	-1.431087	2.055727	-0.70	0.494
Ø exterior	3.7115712	2.059889	1.80	0.0859
Insertos				
Term	Estimate	Std Error	t Ratio	Prob> [t]
BES Carbide BN33	-0.664753	1.010546	-0.66	0.5178
Kennametal ALCRONA	0.1694116	1.334039	0.13	0.9002
Kennametal ALCRONA	-1.256485	1.391905	-0.90	0.3769
Kennametal KC9125	0.9555684	1.064757	0.90	0.3797
Kennametal KCP10 PR	-0.527197	2.092899	-0.25	0.8036
Kennametal KCP10 RN	0.5897722	0.876597	0.67	0.5084
Mitsubishi MC6025	0.9782427	1.578927	0.62	0.5422
Mitsubishi UE6020	-1.015267	1.428233	-0.72	0.482
Sandvik 4205	-3.434287	0.938798	-3.66	0.0015*
Sandvik 4215	2.5392605	1.973998	1.29	0.2123
Sandvik 4225	1.6912635	1.216325	1.39	0.1789
Parámetros de corte				
Term	Estimate	Std Error	t Ratio	Prob> [t]
Avance (pulgadas/min)	19.616196	4.206076	4.66	0.0001
Profundidad (pulgadas)	-5.05569	3.308869	-1.52	0.1434
Velocidad de corte (pies/min)	-0.013438	0.016729	-0.80	0.4308

...continuación del Anexo III

Parámetros estimados para el análisis de “*Volumen de remoción*”.

Volumen de remoción				
Parámetros estimados				
Zonas de corte				
Term	Estimate	Std Error	t Ratio	Prob> [t]
Ala inferior	-16.75076	12.97813	-1.29	0.2131
Ala superior	-11.90892	11.09202	-1.07	0.2972
Cuello inferior	-9.329705	7.645766	-1.22	0.2381
Cuello superior	27.066572	8.852558	3.06	.0068*
Cara inferior	-0.718273	6.818053	-0.11	0.9173
Cara superior	17.848666	8.624527	2.07	0.0532
Radio inferior	14.254894	10.75453	1.33	0.2016
Radio superior	-9.961354	8.926179	-1.12	0.2791
Ø exterior	-16.76342	11.83968	-1.42	0.1739
Insertos				
Term	Estimate	Std Error	t Ratio	Prob> [t]
BES Carbide BN33	-10.58643	5.900703	-1.79	0.0896
Kennametal ALCRONA	-6.811154	4.980619	-1.37	0.1883
Kennametal KC9125	-3.793581	3.992264	-0.95	0.3546
Kennametal KCP10 PR	-4.899361	4.932462	-0.99	0.3337
Mitsubishi MC6025	12.40277	11.41704	1.09	0.2917
Mitsubishi UE6020	-7.869973	6.737172	-1.17	0.258
Sandvik 4205	7.3003813	4.302857	1.70	0.107
Sandvik 4215	7.1700755	6.270416	1.14	0.2678
Sandvik 4225	5.9324766	5.36527	1.11	0.2834
Parámetros de corte				
Term	Estimate	Std Error	t Ratio	Prob> [t]
Avance (pulgadas/min)	-22.28379	24.28325	-0.92	0.3709
Profundidad 0 (pulgadas)	-19.49987	9.23785	-2.11	.0490*
Profundidad 0.030 (pulgadas)	-6.843571	7.172441	-0.95	0.3526
Profundidad 0.100 (pulgadas)	5.807419	4.467844	1.30	0.2101
Profundidad 0.2 (pulgadas)	2.591096	3.479875	0.74	0.4661
Profundidad 0.25 (pulgadas)	10.851232	5.402759	2.01	0.0598
Profundidad 0.3 (pulgadas)	5.8904285	4.654812	1.27	0.2218
Profundidad 0.35 (pulgadas)	3.4650275	4.40854	0.79	0.4421
Profundidad 0.4 (pulgadas)	2.8564473	6.685054	0.43	0.6742
Profundidad 0.45 (pulgadas)	-12.97802	9.051197	-1.43	0.1688
Velocidad de corte (pies/min)	0.1203688	0.064664	1.86	0.0791

Anexo IV.

Tipos de fallas en los Insertos utilizados en el maquinado.

Cara Superior	
	<p>Kennametal KC9125 RN Velocidad de giro del torno: 41 RPM Avance: 0.03 pulgadas/min Profundidad de corte: 0.300 pulgadas Velocidad de corte: 214 ft/min Distancia recorrida: 16 pulgadas Volumen removido: 129.241 pulgadas³ Falla: Desgaste de flanco y deformación plástica.</p>
	<p>Kennametal KCP10 RN Velocidad de giro del torno: 41 RPM Avance: 0.027 pulgadas/min Profundidad de corte: 0.200 pulgadas Velocidad de corte: 214 ft/min Distancia recorrida: 18.85 pulgadas Volumen removido: 161.518 pulgadas³ Falla: Deformación plástica.</p>
Cuello Superior	
	<p>Kennametal KC9121 RN Modificado (AlCrN) Alcrona Velocidad de giro del torno: 41 RPM Avance: 0.03 pulgadas/min Profundidad de corte: 0.350 pulgadas Velocidad de corte: 266 ft/min Distancia recorrida: 29.8 pulgadas Volumen removido: 329.548 pulgadas³ Falla: Desgaste de flanco.</p>

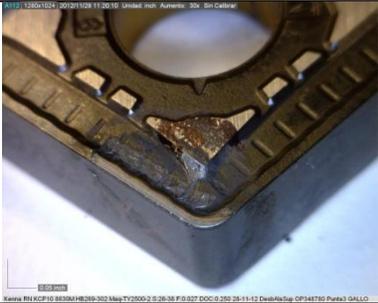
... continuación del Anexo IV

Cara Inferior	
	<p>Mitsubishi UE6020 Velocidad de giro del torno: 41 RPM Avance: 0.03 pulgadas/min Profundidad de corte: 0.250 pulgadas Velocidad de corte: 248 ft/min Distancia recorrida: 5.42 pulgadas Volumen removido: 149.801 pulgadas³ Falla: Despostillamiento – escoriación.</p>
	<p>Mitsubishi UE6020 Velocidad de giro del torno: 41 RPM Avance: 0.03 pulgadas/min Profundidad de corte: 0.250 pulgadas Velocidad de corte: 191 ft/min Distancia recorrida: 2.16 pulgadas Volumen removido: 74.9 pulgadas³ Falla: Despostillamiento – escoriación.</p>
	<p>Mitsubishi UE6020 Velocidad de giro del torno: 41 RPM Avance: 0.03 pulgadas/min Profundidad de corte: 0.250 pulgadas Velocidad de corte: 256 ft/min Distancia recorrida: 5.17 pulgadas Volumen removido: 74.9 pulgadas³ Falla: Despostillamiento – escoriación.</p>
	<p>BES Carbide BN33 Velocidad de giro del torno: 41 RPM Avance: 0.03 pulgadas/min Profundidad de corte: 0.200 pulgadas Velocidad de corte: 255 ft/min Distancia recorrida: 4.60 pulgadas Volumen removido: 180.407 pulgadas³ Falla: Desgaste de muesca.</p>

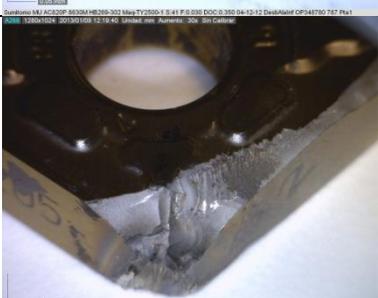
... continuación del Anexo IV

Cuello inferior	
 <p><small>NSM 158041024 20130109 13:27:06 Unidad: mil. Avance: 324 Sin Calibrar</small></p>	<p>Sandvik 4205 RN Velocidad de giro del torno: 41 RPM Avance: 0.03 pulgadas/min Profundidad de corte: 0.250 pulgadas Velocidad de corte: 258 ft/min Distancia recorrida: 0 pulgadas Volumen removido: 0 pulgadas³ Falla: Fractura.</p>
 <p><small>NSM 158041024 20131210 08:08:38 Unidad: mil. Avance: 324 Sin Calibrar</small></p>	<p>Kennametal KCP10 RN Velocidad de giro del torno: 41RPM Avance: 0.03 pulgadas/min Profundidad de corte: 0.250 pulgadas Velocidad de corte: 260 ft/min Distancia recorrida: 3.50 pulgadas Volumen removido: 61.73 pulgadas³ Falla: Despostillamiento – escoriación</p>

... continuación del Anexo IV

Ala superior	
	<p>Kennametal KC9125 RN Modificado (AlCrN) Alcrona Velocidad de giro del torno: 38 RPM Avance: 0.027 pulgadas/min Profundidad de corte: 0.350 pulgadas Velocidad de corte: 421 ft/min Distancia recorrida: 16 pulgadas Volumen removido: 456 pulgadas³ Falla: Desgaste de flanco y deformación plástica.</p>
	<p>Kennametal KCP10 RN Velocidad de giro del torno: 38 RPM Avance: 0.027 pulgadas/min Profundidad de corte: 0.350 pulgadas Velocidad de corte: 419 ft/min Distancia recorrida: 16 pulgadas Volumen removido: 556.817 pulgadas³ Falla: Desgaste de flanco y deformación plástica.</p>
	<p>Kennametal KCP10 RN Velocidad de giro del torno: 38 RPM Avance: 0.027 pulgadas/min Profundidad de corte: 0.350 pulgadas Velocidad de corte: 419 ft/min Distancia recorrida: 16 pulgadas Volumen removido: 556.817 pulgadas³ Falla: Desgaste de flanco.</p>

... continuación del Anexo IV

Ala inferior	
	<p>Sumitomo AC820P Velocidad de giro de torno: 41 RPM Avance: 0.03 pulgadas/min Profundidad de corte: 0.250 pulgadas Velocidad de corte: 439 ft/min Distancia recorrida: 22 pulgadas Volumen removido: 307.48 pulgadas³ Falla: Caracterización.</p>
	<p>Sumitomo AC820P Velocidad de giro de torno: 41 RPM Avance: 0.03 pulgadas/min Profundidad de corte: 0.250 pulgadas Velocidad de corte: 439 ft/min Distancia recorrida: 22 pulgadas Volumen removido: 307.48 pulgadas³ Falla: Desgaste de flanco.</p>
	<p>Sumitomo AC820P Velocidad de giro de torno: 38 RPM Avance: 0.027 pulgadas/min Profundidad de corte: 0.350 pulgadas Velocidad de corte: 410 ft/min Distancia recorrida: 16.4 pulgadas Volumen removido: 494 pulgadas³ Falla: Desgaste de muesca.</p>
	<p>Sumitomo AC820P Velocidad de giro de torno: 38 RPM Avance: 0.027 pulgadas/min Profundidad de corte: 0.200 pulgadas Velocidad de corte: 410 ft/min Distancia recorrida: 16.4 pulgadas Volumen removido: 549 pulgadas³ Falla: Desgaste de flanco.</p>
	<p>Sandvik 4205 RN Velocidad de giro de torno: 41RPM Avance: 0.03 pulgadas/min Profundidad de corte: 0.300 pulgadas Velocidad de corte: 435 ft/min Distancia recorrida: 31.65 pulgadas Volumen removido: 713.192 pulgadas³ Falla: Fractura.</p>

... continuación del Anexo IV

...continuación Ala inferior	
	<p>Sandvik 4205 RN Velocidad de giro de torno: 41RPM Avance: 0.03 pulgadas/min Profundidad de corte: 0.300 pulgadas Velocidad de corte: 435 ft/min Distancia recorrida: 10.55 pulgadas Volumen removido: 329.443 pulgadas³ Falla: Fractura.</p>
	<p>Kennametal KCP10 PR Velocidad de giro de torno: 40 RPM Avance: 0.027 pulgadas/min Profundidad de corte: 0.500 pulgadas Velocidad de corte: 415 ft/min Distancia recorrida: 24 pulgadas Volumen removido: 549 pulgadas³ Falla: Desgaste de flanco.</p>
	<p>Kennametal KCP10 PR Velocidad de giro de torno: 23 RPM Avance: 0.027 pulgadas/min Profundidad de corte: 0.500 pulgadas Velocidad de corte: 312 ft/min Distancia recorrida: 18 pulgadas Volumen removido: 549 pulgadas³ Falla: Fractura.</p>
	<p>Kennametal KCP10 RN Velocidad de giro de torno: 41 RPM Avance: 0.027 pulgadas/min Profundidad de corte: 0.400 pulgadas Velocidad de corte: 428 ft/min Distancia recorrida: 19 pulgadas Volumen removido: 1338.663 pulgadas³ Falla: Fractura.</p>
	<p>Kennametal KC9125 RN Modificado (AlCrN) Alcrona Velocidad de giro de torno: 40 RPM Avance: 0.027 pulgadas/min Profundidad de corte: 0.100 pulgadas Velocidad de corte: 429 ft/min Distancia recorrida: 9 pulgadas Volumen removido: 110 pulgadas³ Falla: Desgaste de flanco y deformación plástica.</p>

... continuación del Anexo IV

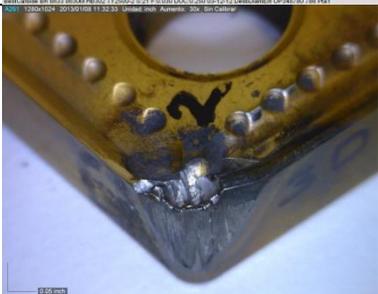
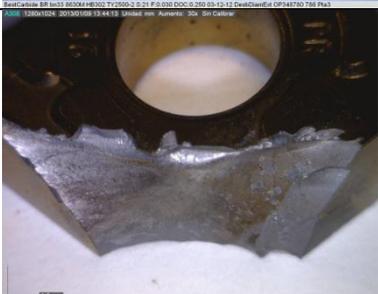
...continuación Ala inferior	
	<p>Kennametal KC9125 RN Modificado (AlCrN) Alcrona Velocidad de giro de torno: 40 RPM Avance: 0.027 pulgadas/min Profundidad de corte: 0.100 pulgadas Velocidad de corte: 429 ft/min Distancia recorrida: 18 pulgadas Volumen removido: 494.164 pulgadas³ Falla: Desgaste de flanco y deformación plástica.</p>

Diámetro interior	
	<p>Sandvik 4215 RN Velocidad de giro de torno: 41 RPM Avance: 0.03 pulgadas/min Profundidad de corte: 0.350 pulgadas Velocidad de corte: 196 ft/min Distancia recorrida: 17 pulgadas Volumen removido: 242 pulgadas³ Falla: Desgaste de flanco.</p>
	<p>Sandvik 4225 RN Velocidad de giro de torno: 41 RPM Avance: 0.03 pulgadas/min Profundidad de corte: 0.250 pulgadas Velocidad de corte: 171 ft/min Distancia recorrida: 18 pulgadas Volumen removido: 212 pulgadas³ Falla: Desgaste de flanco.</p>
	<p>Sandvik 4225 RN Velocidad de giro de torno: 41 RPM Avance: 0.03 pulgadas/min Profundidad de corte: 0.250 pulgadas Velocidad de corte: 192 ft/min Distancia recorrida: 17 pulgadas Volumen removido: 91 pulgadas³ Falla: Despostillamiento- escoriación y martilleo de viruta.</p>

... continuación del Anexo IV

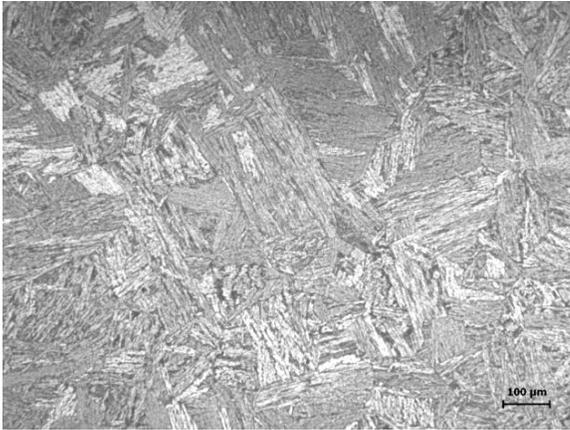
Radio inferior	
	<p>Kennametal KCP10 RN Velocidad de giro de torno: 40 RPM Avance: 0.03 pulgadas/min Profundidad de corte: 0.200 pulgadas Velocidad de corte: 250 ft/min Distancia recorrida: 14 pulgadas Volumen removido: 267.684 pulgadas³ Falla: Deformación plástica y despostillamiento-escoriación.</p>
	<p>Kennametal KCP10 RN Velocidad de giro de torno: 40 RPM Avance: 0.030 pulgadas/min Profundidad de corte: 0.450 pulgadas Velocidad de corte: 267 ft/min Distancia recorrida: 5.92 pulgadas Volumen removido: 280 pulgadas³ Falla: Despostillamiento-escoriación y deformación plástica.</p>

... continuación del Anexo IV

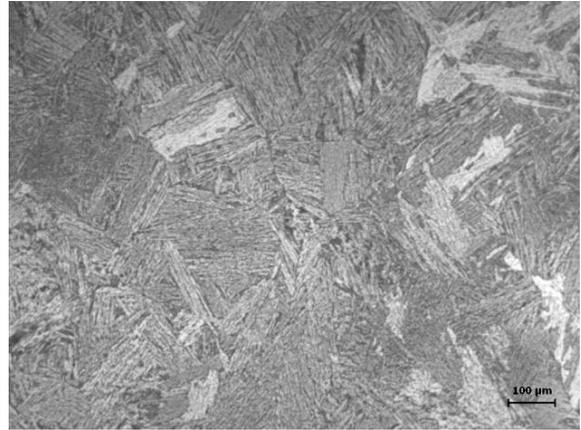
Diámetro exterior	
	<p>Mitsubishi MC6025 Velocidad de giro de torno: 21 RPM Avance: 0.027 pulgadas/min Profundidad de corte: 0.450 pulgadas Velocidad de corte: 290 ft/min Distancia recorrida: 5 pulgadas Volumen removido: 213 pulgadas³ Falla: Fractura</p>
	<p>BES Carbide BN33 Velocidad de giro de torno: 21 RPM Avance: 0.027 pulgadas/min Profundidad de corte: 0.250 pulgadas Velocidad de corte: 291 ft/min Distancia recorrida: 10 pulgadas Volumen removido: 241 pulgadas³ Falla: Deformación plástica.</p>
	<p>BES Carbide BN33 Velocidad de giro de torno: 21 RPM Avance: 0.027 pulgadas/min Profundidad de corte: 0.250 pulgadas Velocidad de corte: 288 ft/min Distancia recorrida: 2 pulgadas Volumen removido: 241 pulgadas³ Falla: Craterización y deformación plástica.</p>
	<p>BES Carbide BN33 Velocidad de giro de torno: 21RPM Avance: 0.027 pulgadas/min Profundidad de corte: 0.250 pulgadas Velocidad de corte: 285 ft/min Distancia recorrida: 4.5 pulgadas Volumen removido: 241 pulgadas³ Falla: fractura.</p>
	<p>Sandvik 4225 RN Velocidad de giro de torno: 21 RPM Avance: 0.027 pulgadas/min Profundidad de corte: 0.350 pulgadas Velocidad de corte: 280 ft/min Distancia recorrida: 16 pulgadas Volumen removido: 499 pulgadas³ Falla: fractura.</p>

Anexo V

Microestructuras en la pieza en condición de forja.



Cara superior

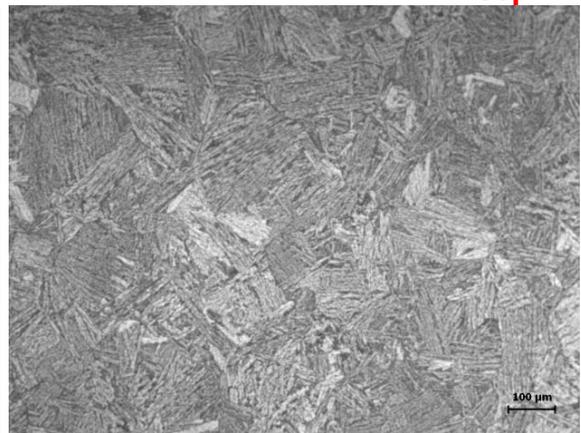


Cara inferior

— 100μm



Ala superior



Ala inferior

— 100μm

...continuación del Anexo V.

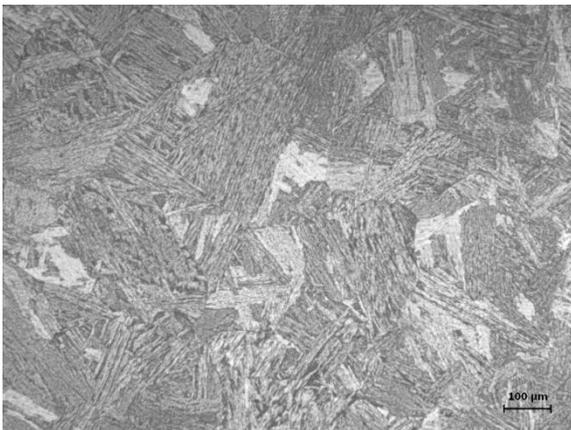


Cuello superior

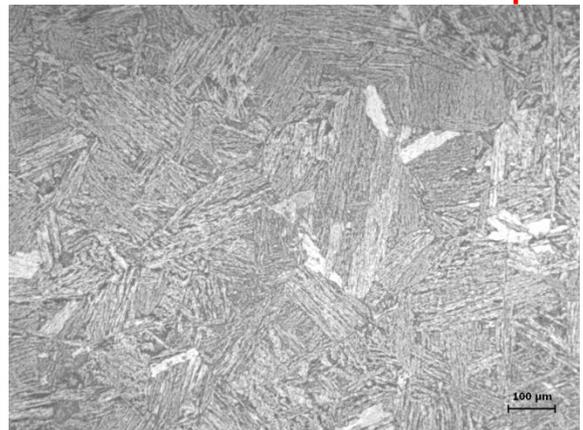


Cuello inferior

— 100μm



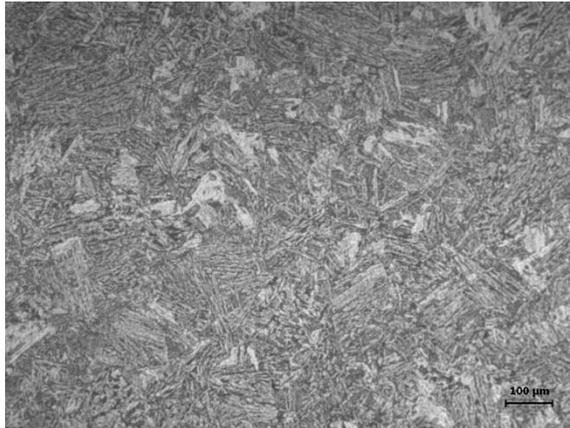
Radio superior



Radio inferior

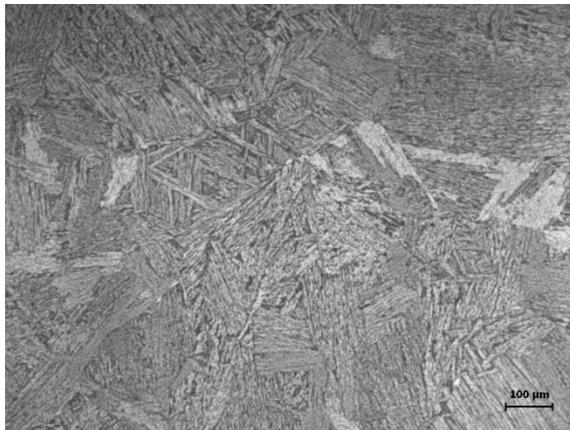
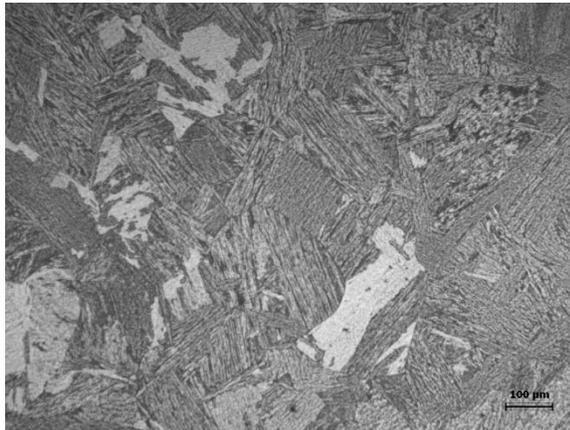
— 100μm

...continuación del Anexo V.



Diámetro Exterior

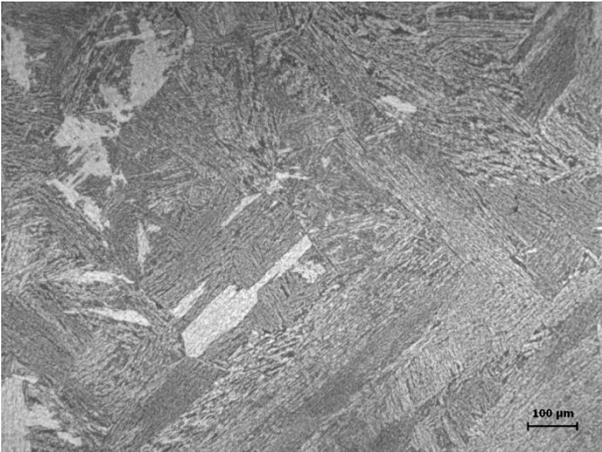
— 100μm



Diámetro Interior

— 100μm

...continuación del Anexo V.

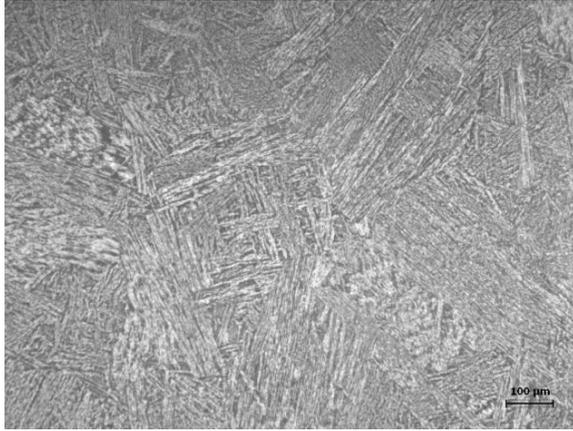


Centro de la pieza

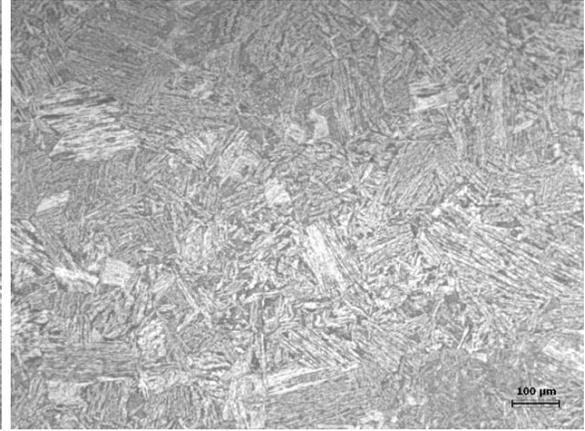
— 100μm

Anexo VI

Microestructuras de la pieza en condición de tratamiento térmico original (Normalizado + Temple + Revenido).

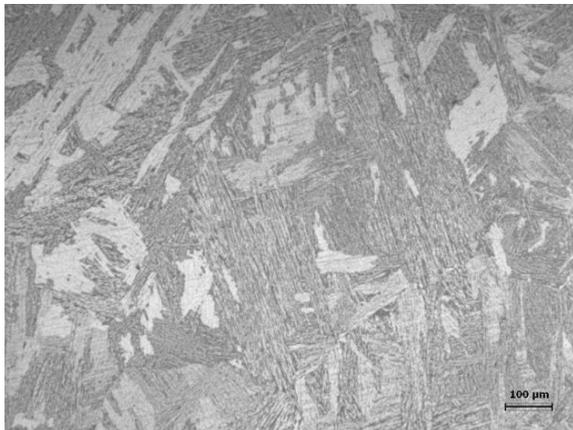


Cara superior



Cara inferior

— 100μm



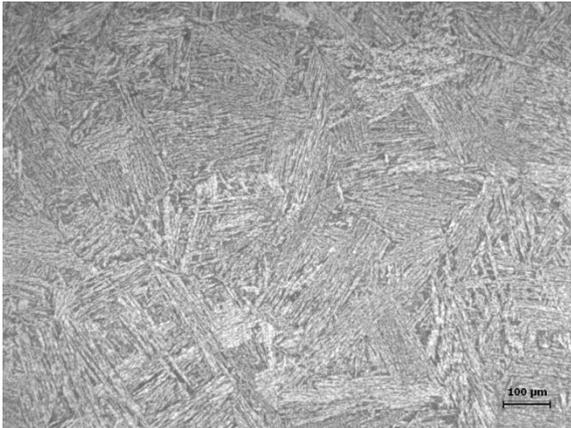
Ala superior



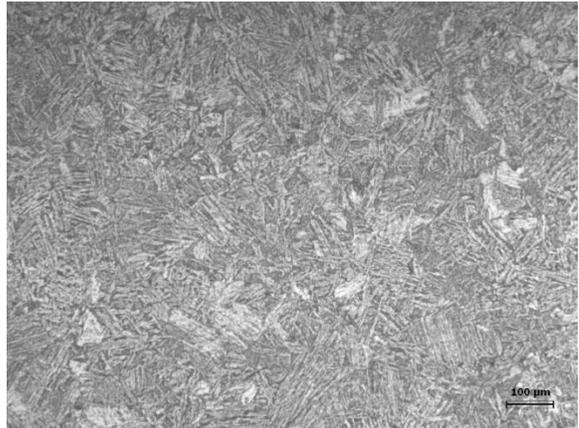
Ala inferior

— 100μm

... continuación del Anexo VI.

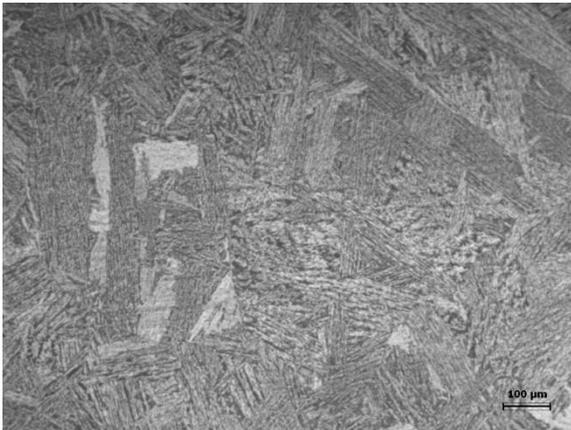


Cuello Superior

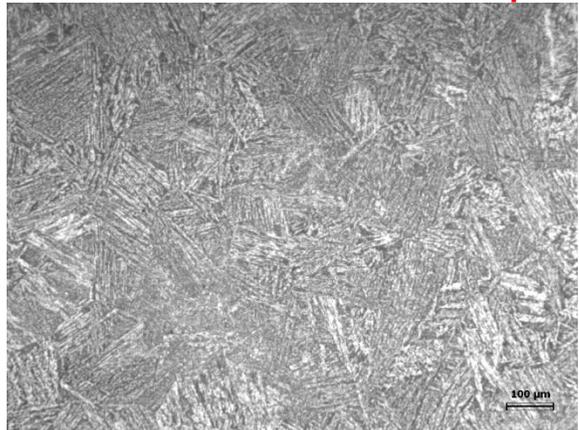


Cuello inferior

— 100μm



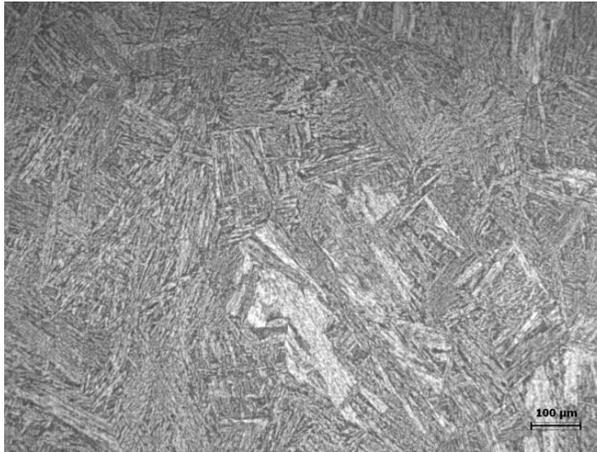
Radio superior



Radio inferior

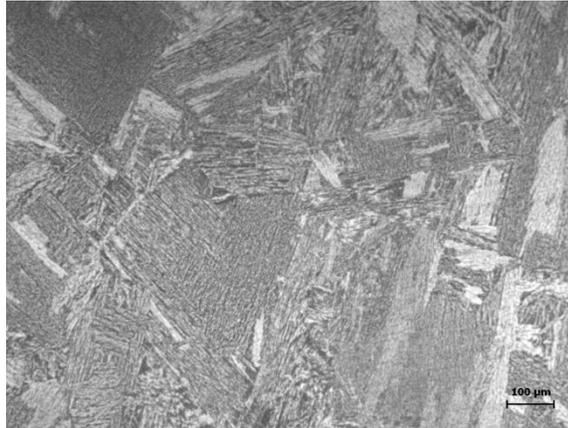
— 100μm

... continuación del Anexo VI.



Diámetro Exterior

— 100μm



Diámetro Interior

— 100μm

... continuación del Anexo VI.



Centro de la pieza

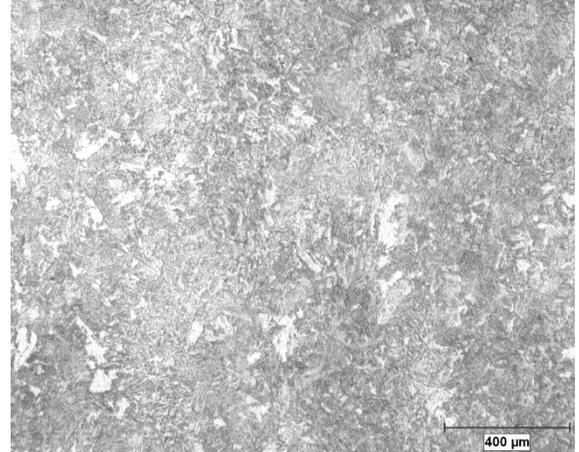
— 100μm

Anexo VII

Microestructuras de la pieza en condición de tratamiento térmico
propuesto de Normalizado a 925°C x 2 hrs.

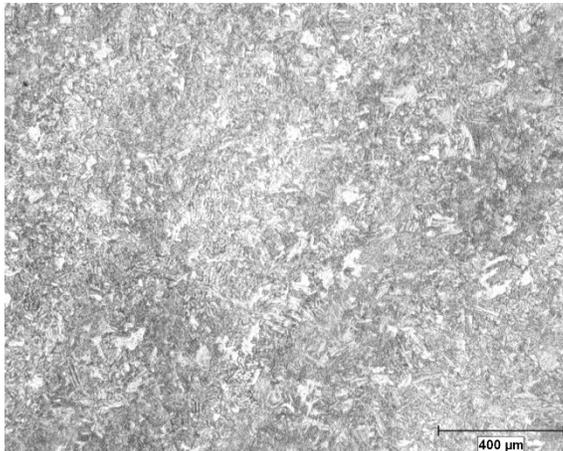


Posición D1

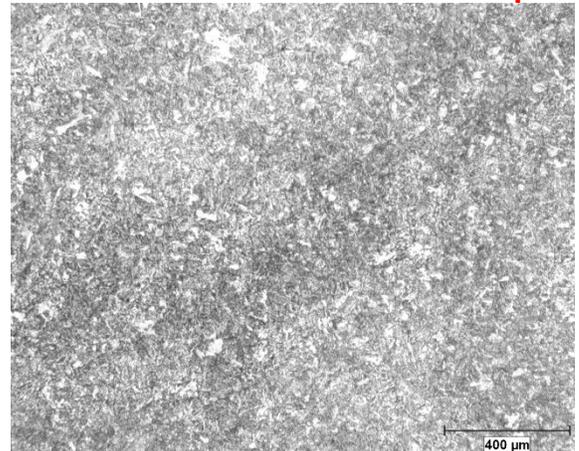


Posición A2

400μm



Posición D2



Posición C2

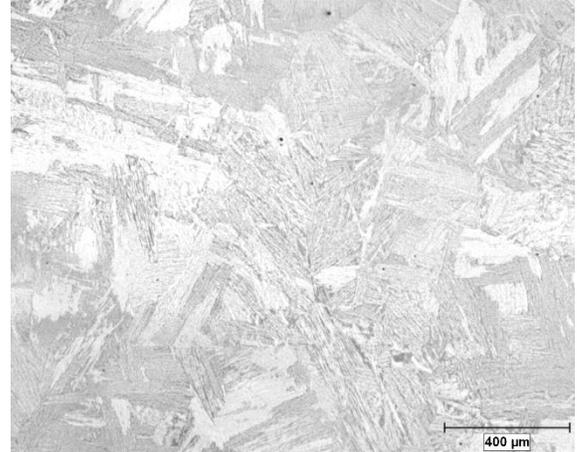
400μm

Anexo VIII

Microestructuras de la pieza en condición de tratamiento térmico
propuesto de Relevado de esfuerzos a 650°C x 2 hrs.

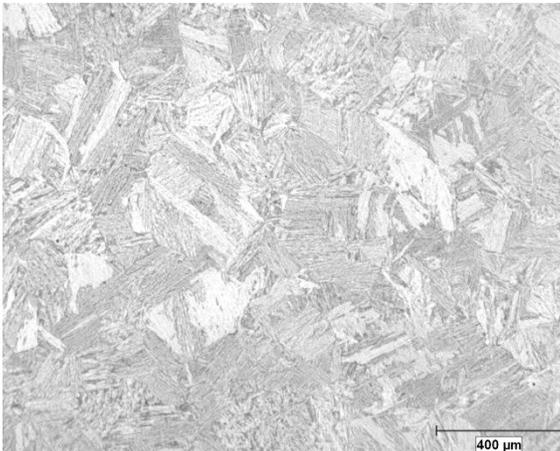


Posición D1

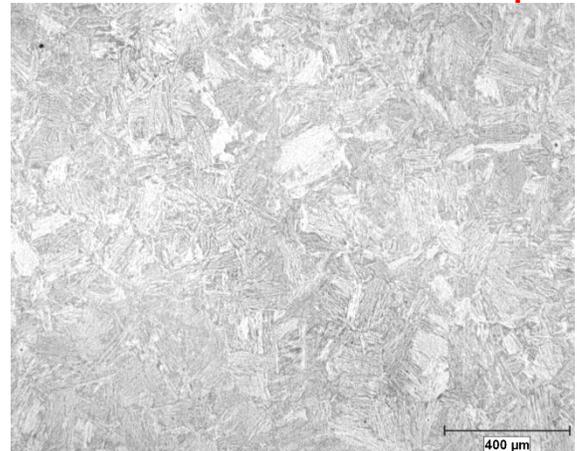


Posición A2

400μm



Posición D2

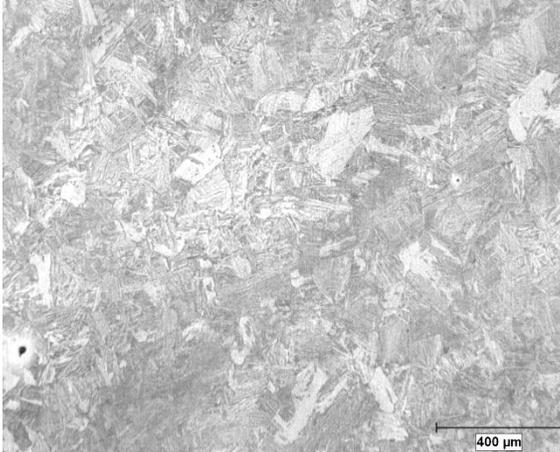


Posición C2

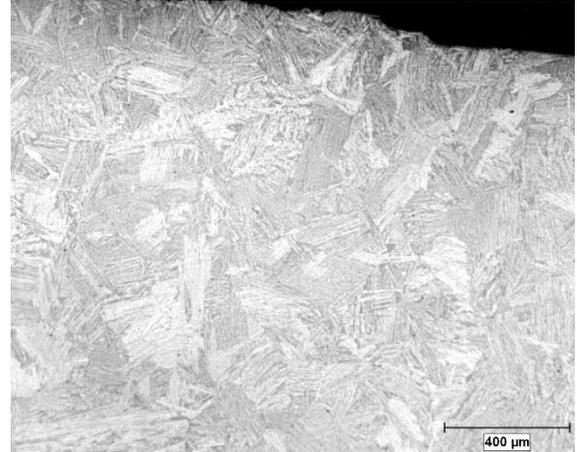
400μm

Anexo IX

Microestructuras de la pieza en condición de tratamiento térmico
propuesto de Relevado de esfuerzos 650°C x 4 hrs.

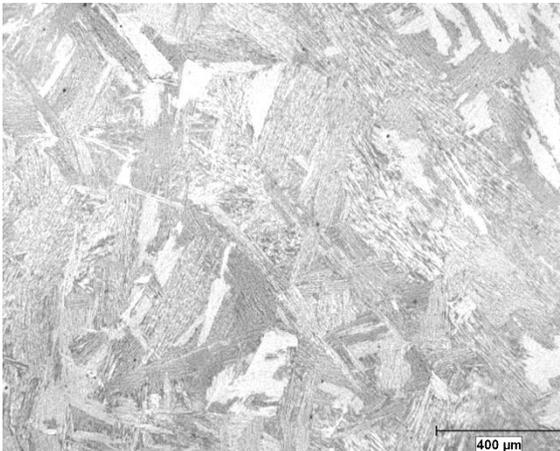


Posición D1

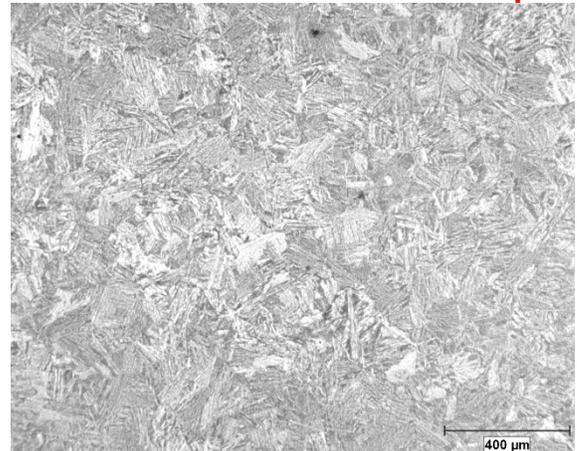


Posición A2

400μm



Posición D2

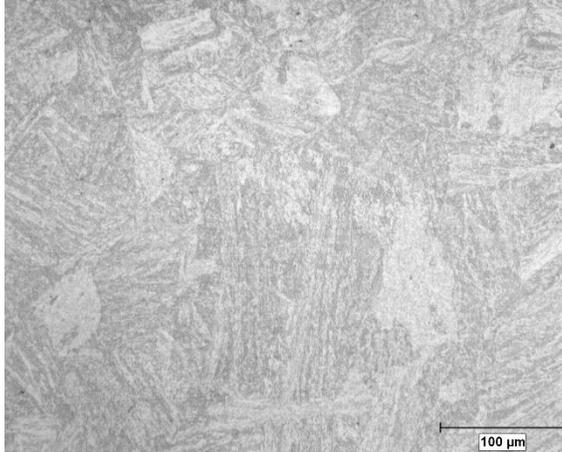


Posición C2

400μm

Anexo X

Microestructuras de la pieza en condición de tratamiento térmico
propuesto de Relevado de esfuerzos, 650°C x 6 hrs.



Posición D1

100μm



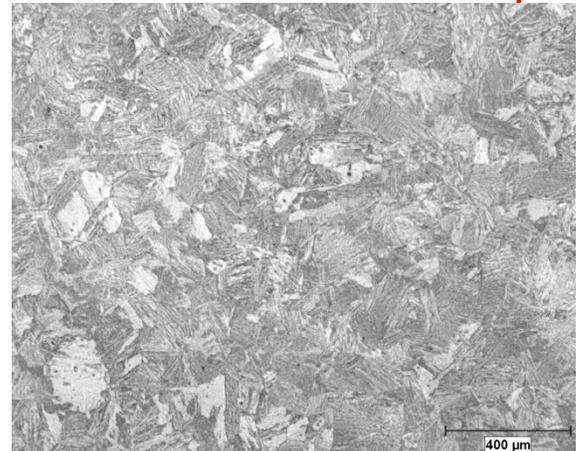
Posición A2

400μm



Posición D2

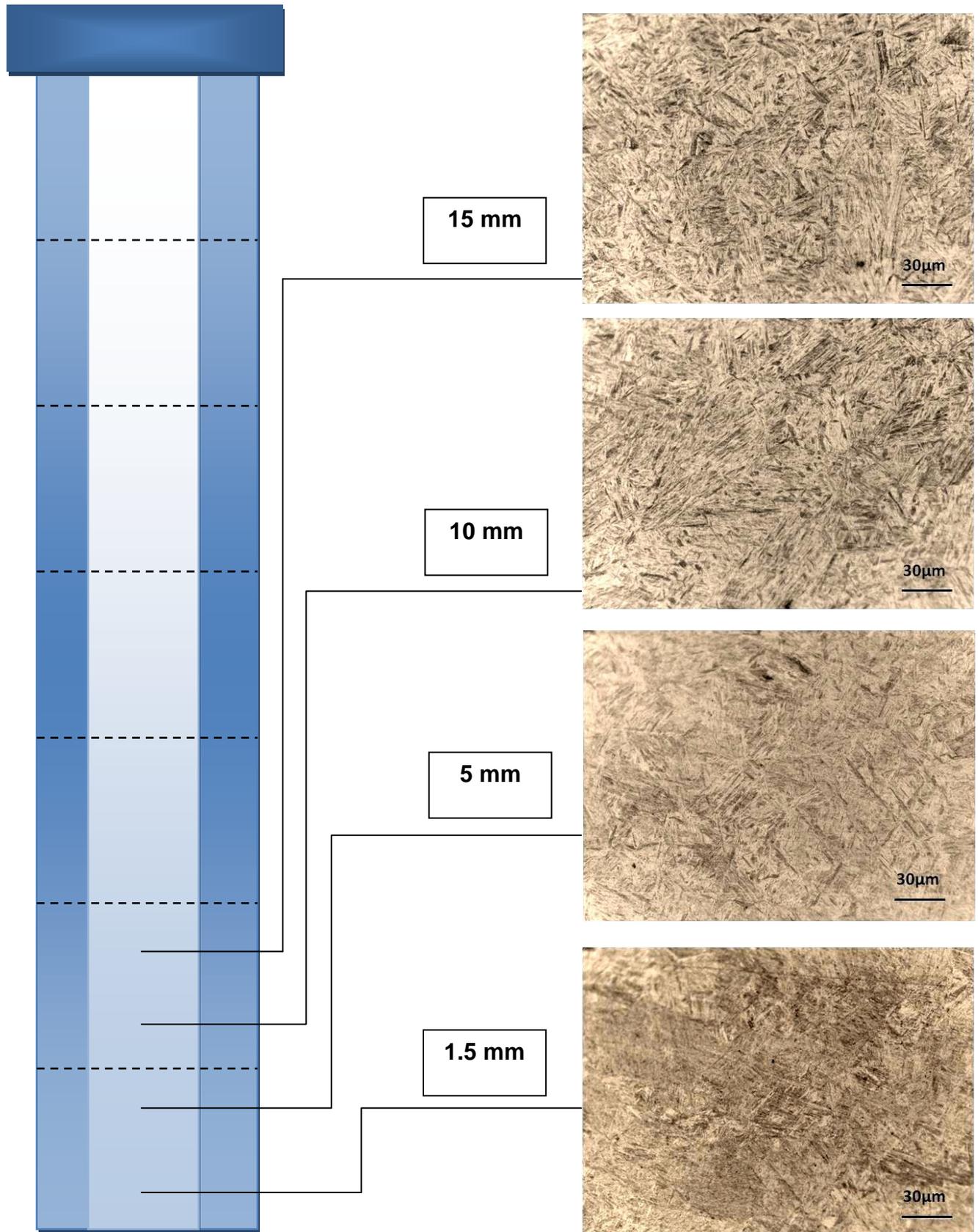
400 μm



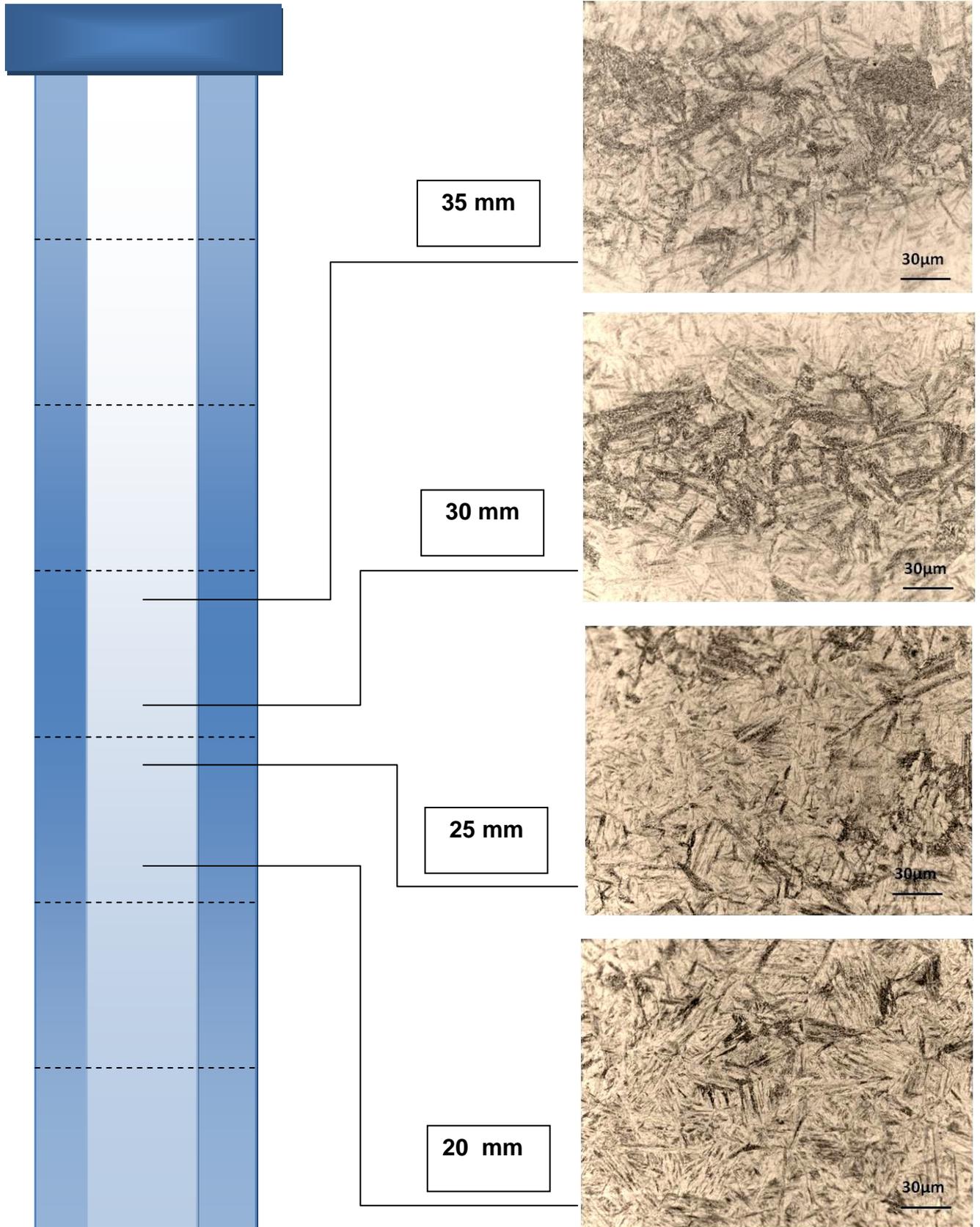
Posición C2

400μm

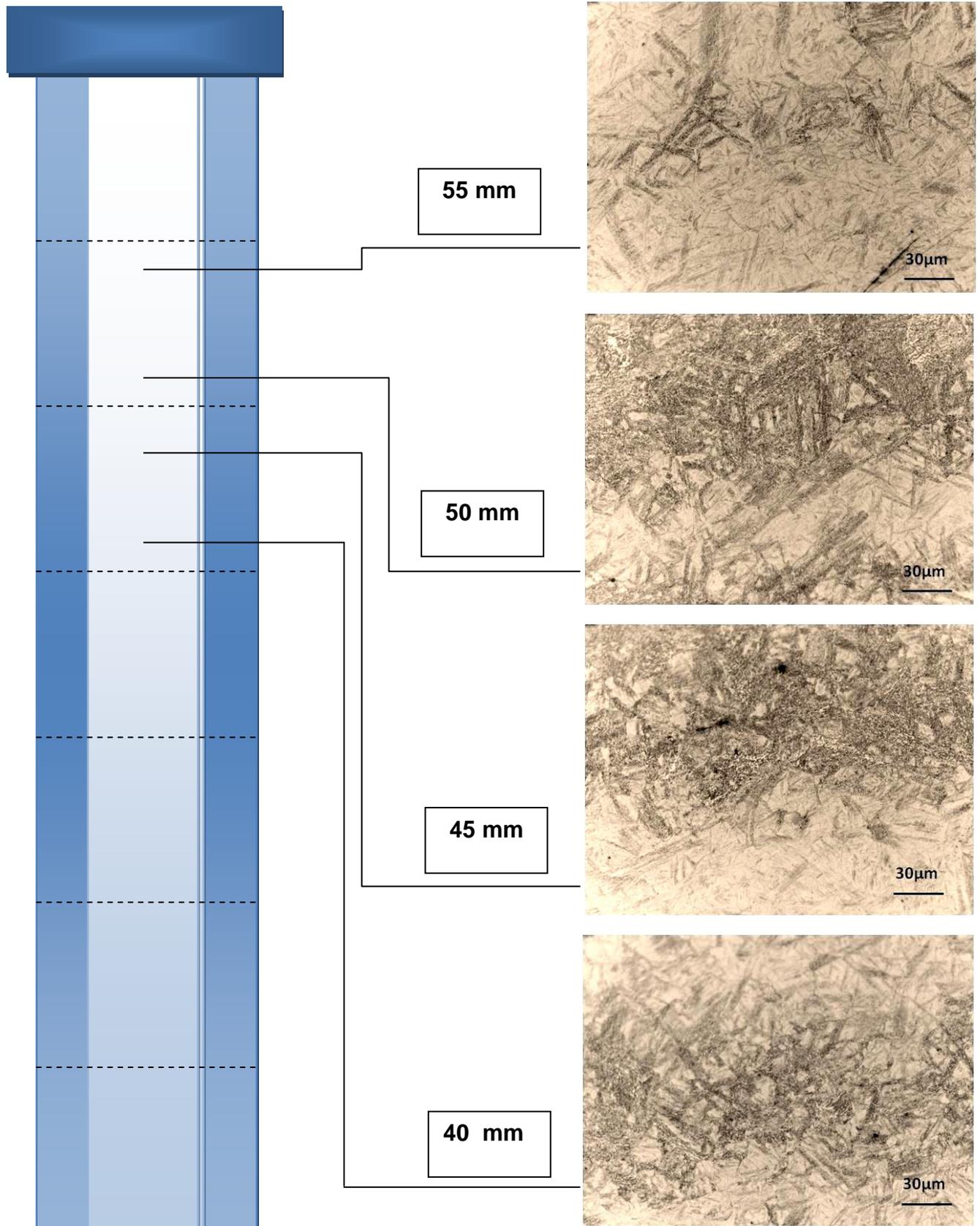
Anexo XI Microestructura Jominy de probeta en la condición de forja (1.5 a 15 mm).



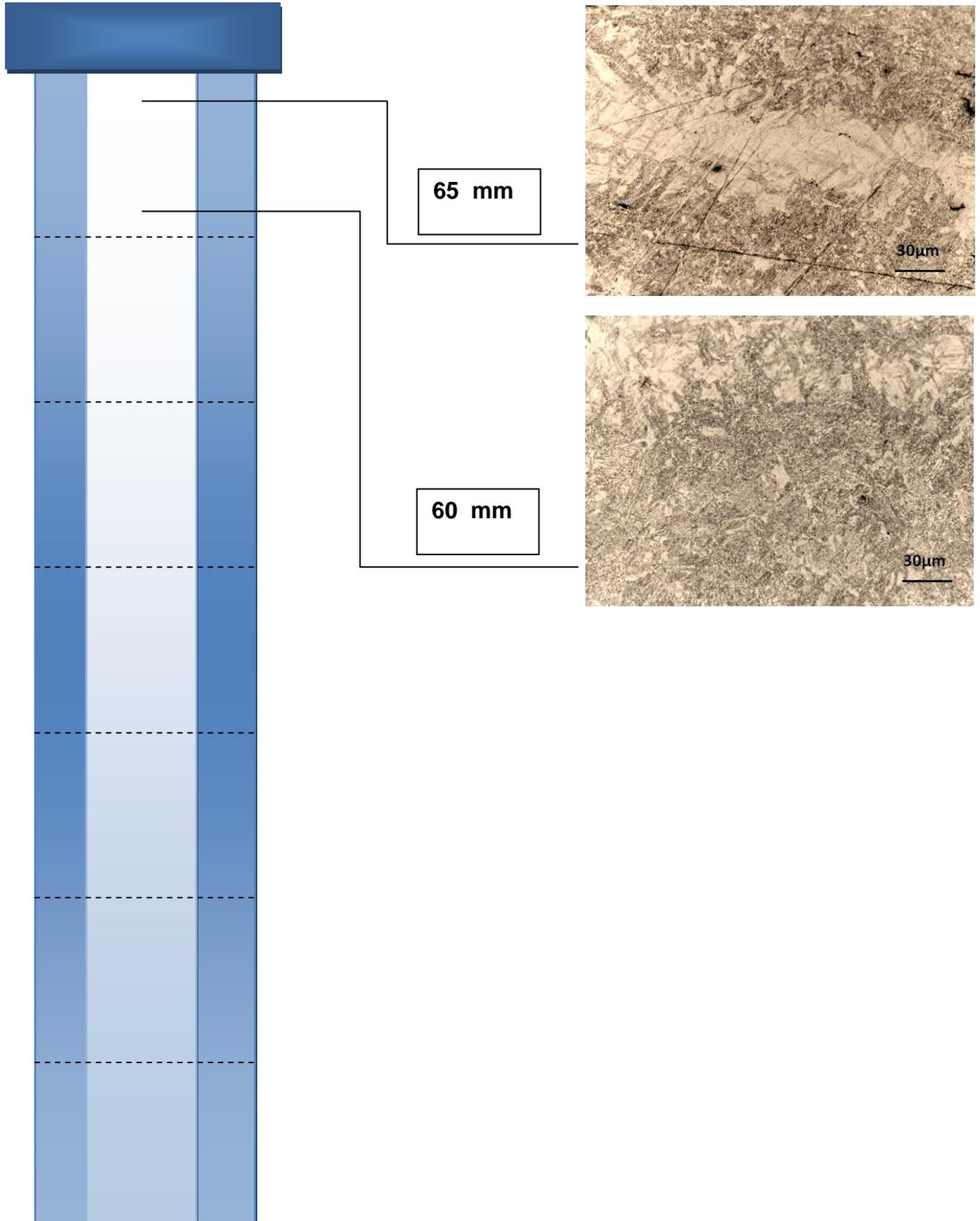
...continuación del Anexo XI Microestructura Jominy de probeta en la condición de forja (20 a 35 mm).



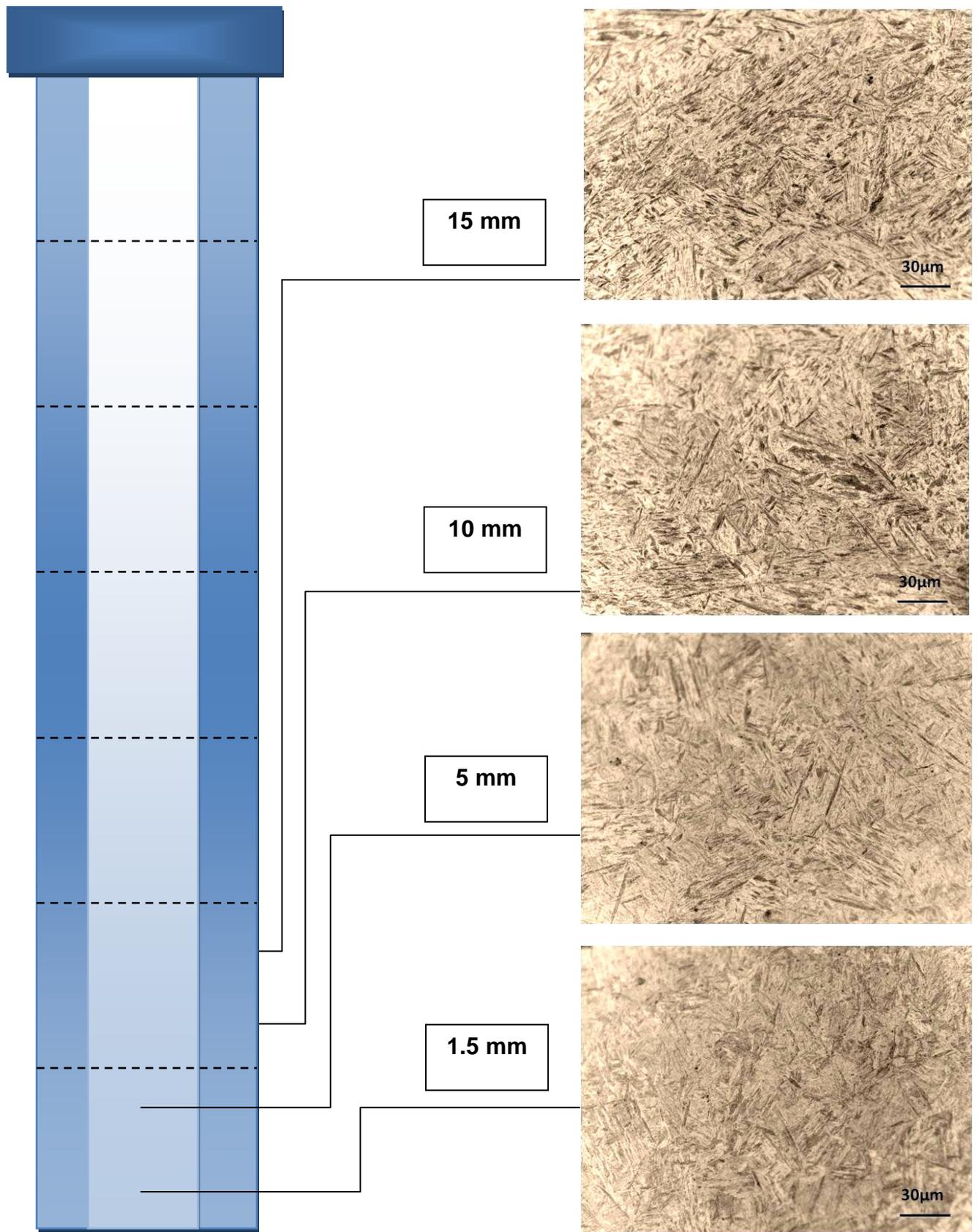
...continuación del Anexo XI Microestructura Jominy de probeta en la condición de forja (40 a 50 mm).



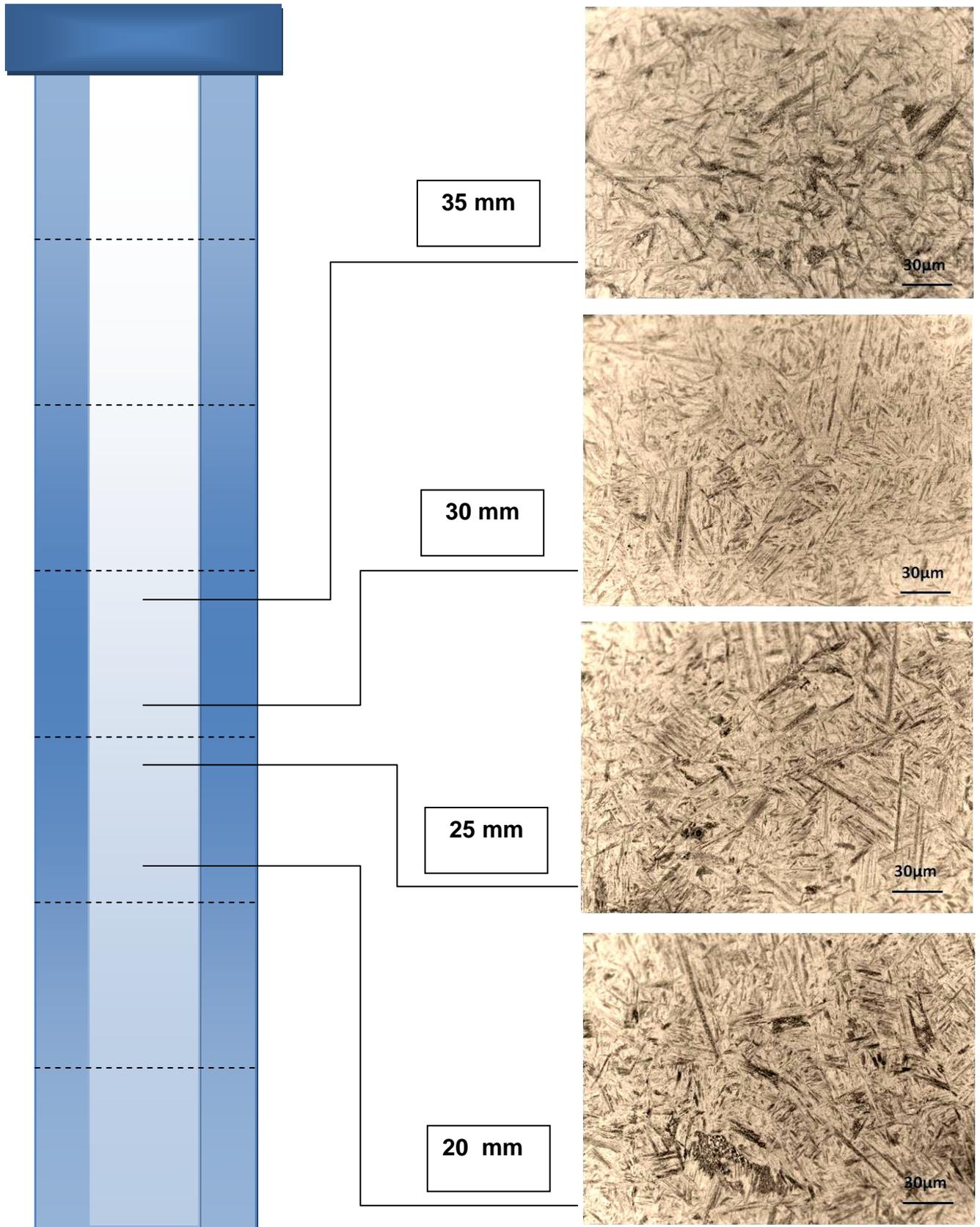
...continuación del Anexo XI Microestructura Jominy de probeta en la condición de forja (60 a 65 mm).



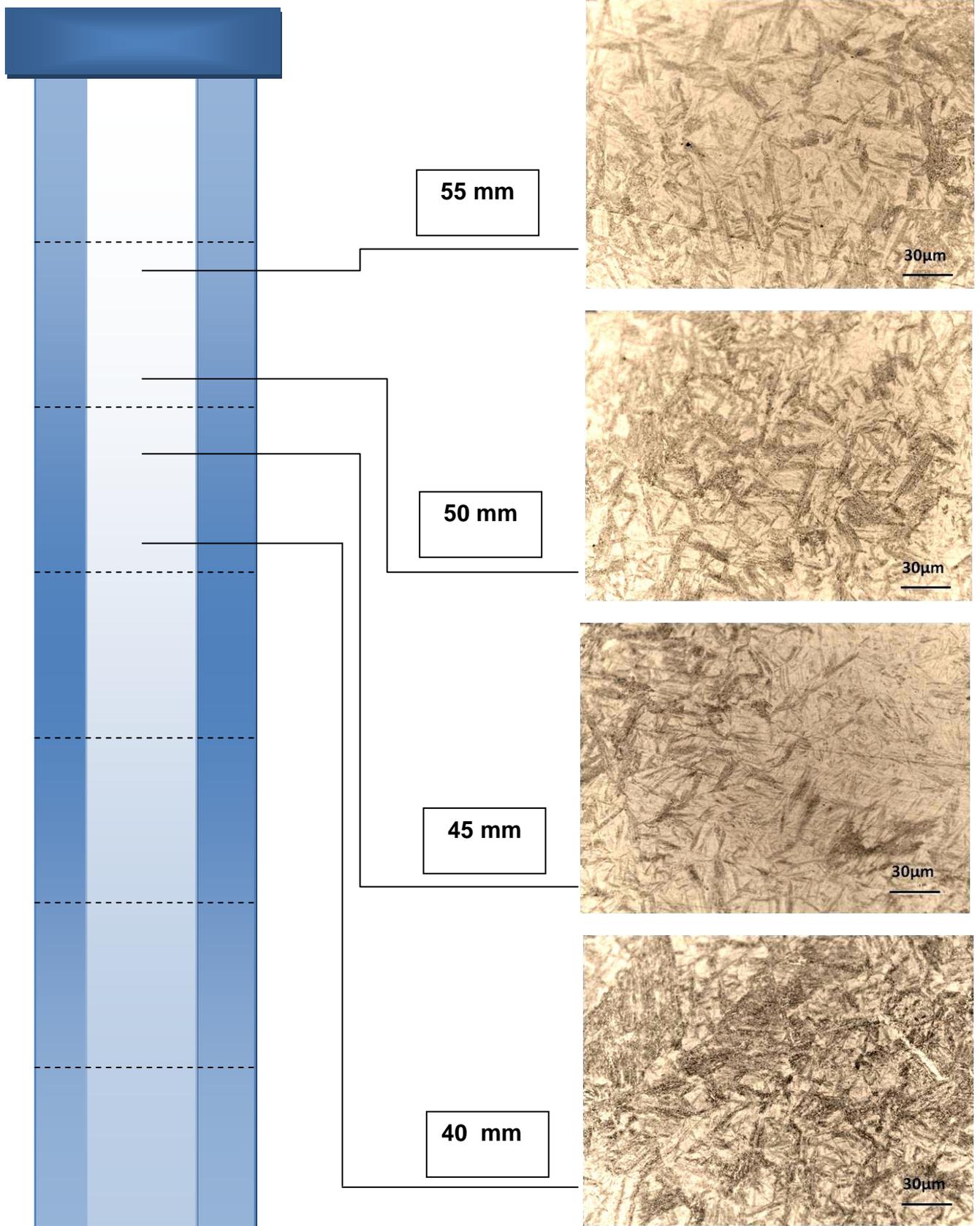
Anexo XII Microestructura Jominy de probeta en la condición de tratamiento térmico original (N+T+R), (1.5 a 15 mm).



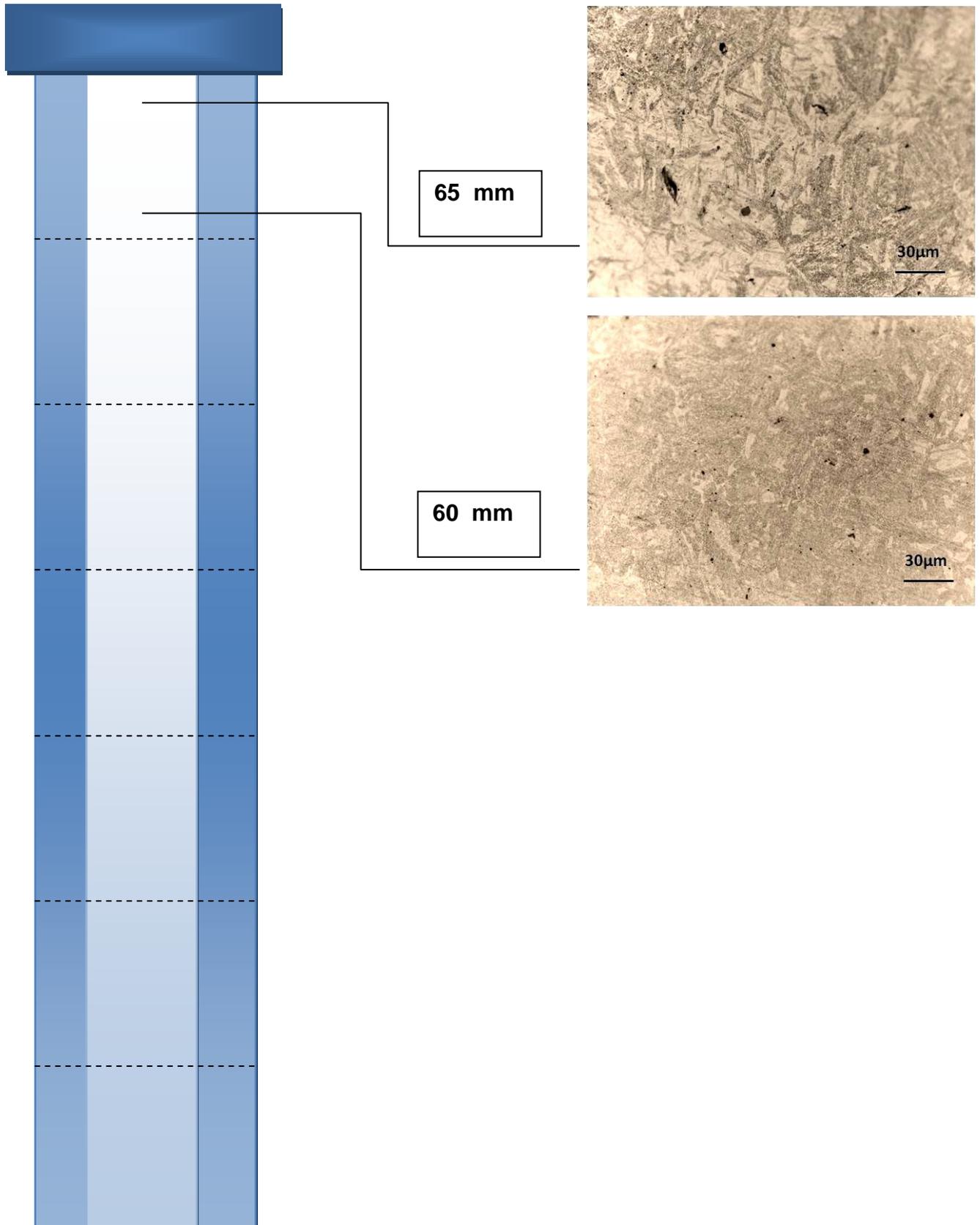
...continuación del Anexo XII Microestructura Jominy de probeta en la condición de tratamiento térmico original



...continuación del Anexo XII Microestructura Jominy de probeta en la condición de tratamiento térmico original



...continuación del Anexo XII Microestructura Jominy de probeta en la condición de tratamiento térmico original



Anexo XIII

Macroestructuras en la condición de forja Zona A.



Cara inferior – Cuello inferior - Diámetro interno

... continuación del Anexo XIII Macroestructuras en la condición de forja Zona B.

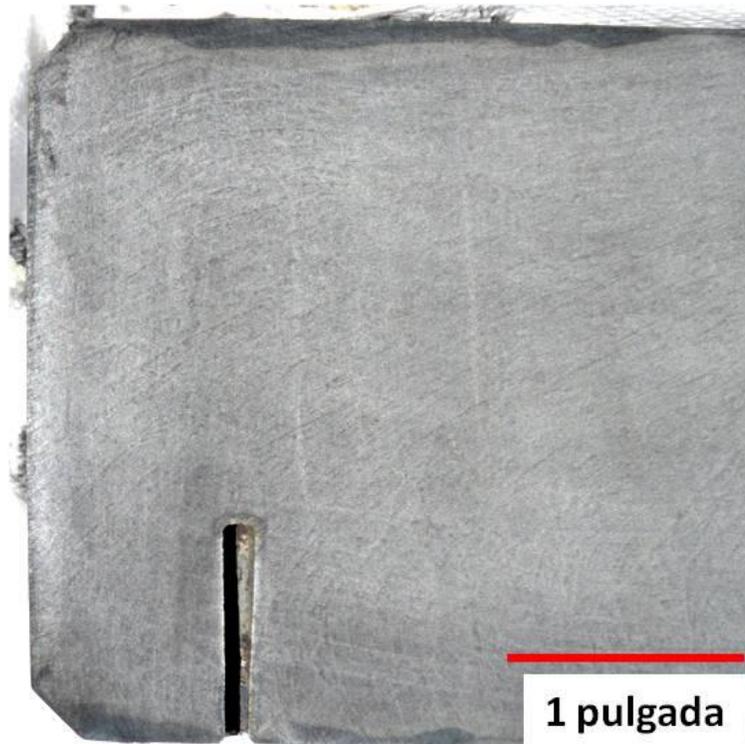


Cara superior

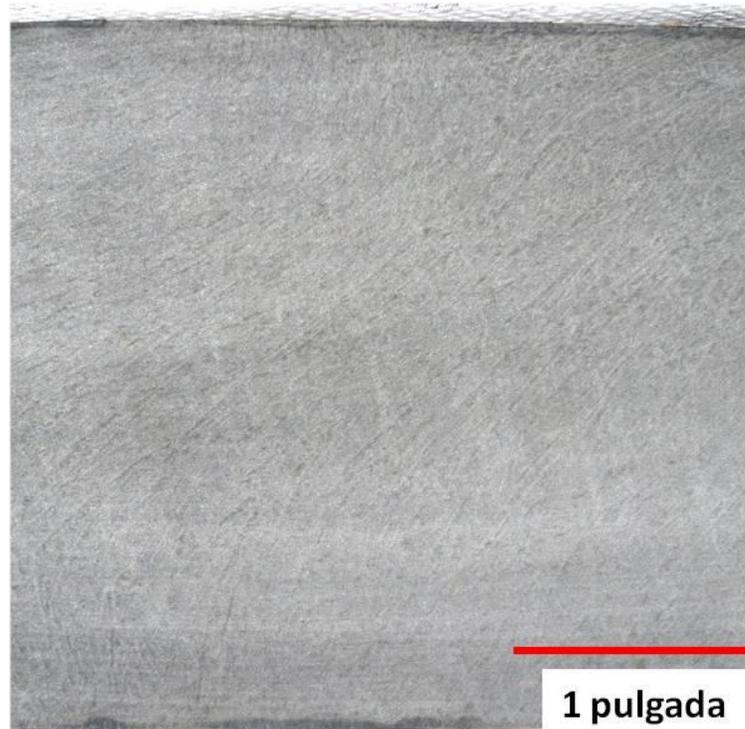


Cuello superior – Diámetro interior

... continuación del Anexo XIII Macroestructuras en la condición de forja Zona C.



Díámetro exterior



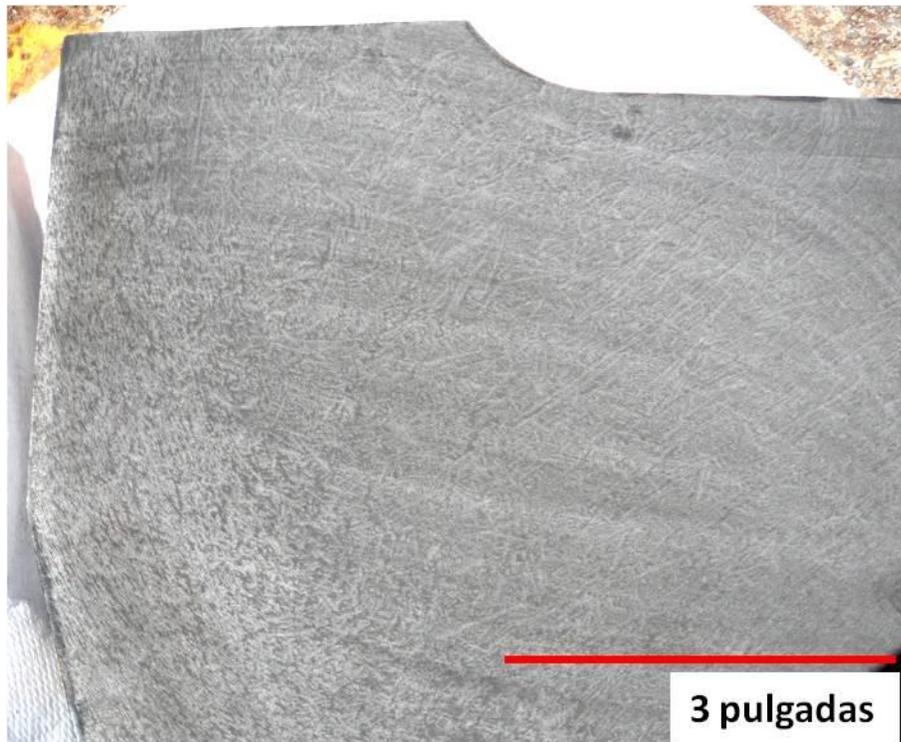
Alas superior e inferior

... continuación del Anexo XIII Macroestructuras en la condición de forja Zona C.

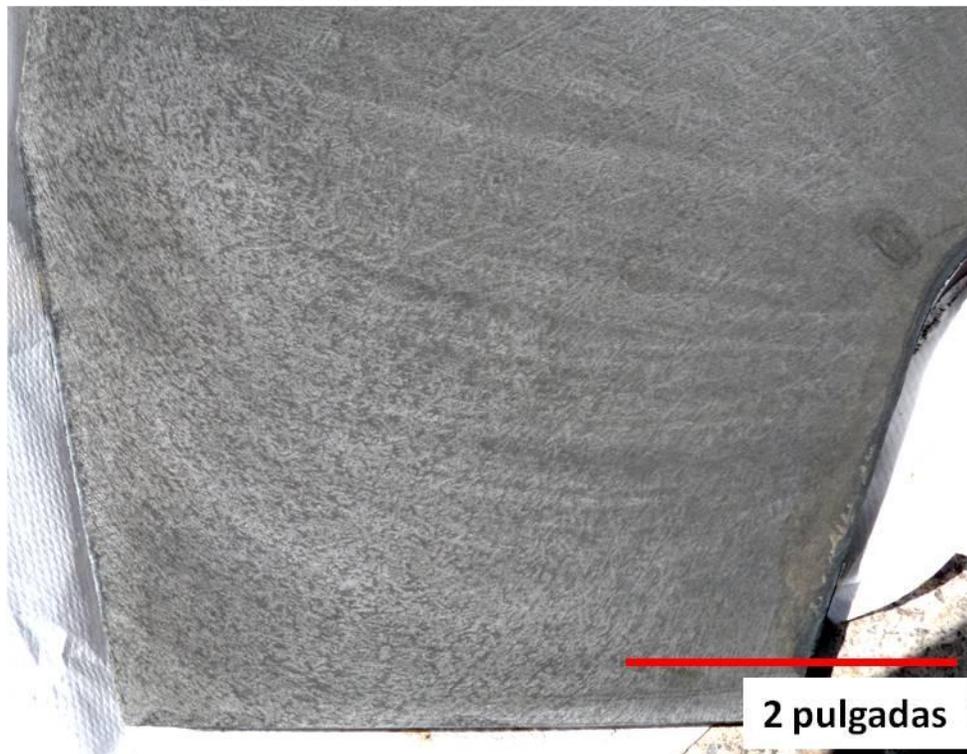


Alas superior e inferior

... continuación del Anexo XIII Macroestructuras en la condición de forja Zona D.



Diámetro interior – Centro - Radio inferior



Diámetro interior – Centro - Radio superior

Anexo XIV Macroestructuras en la condición de Tratamiento térmico original (N+T+R).



Cara inferior – Cuello inferior - Diámetro interno



Cara superior - Cuello superior – Diámetro interior



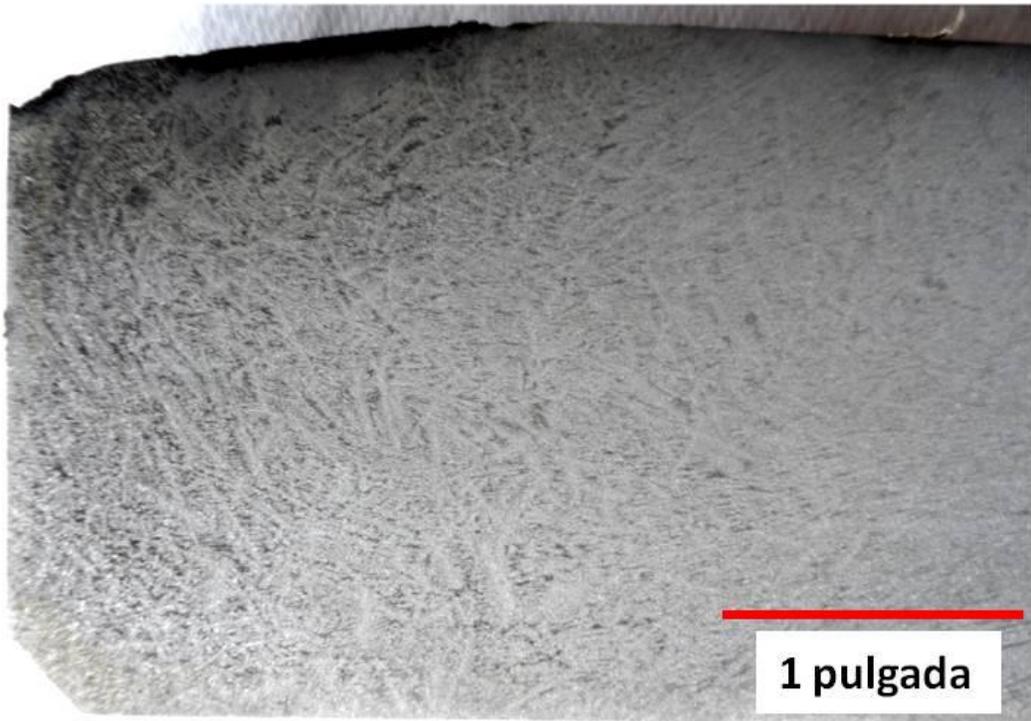
Diámetro exterior – Alas inferior y superior

...continuación del Anexo XIV Macroestructuras en la condición de Tratamiento térmico original (N+T+R).



Diámetro interior – Centro - Radio inferior y superior.

Anexo XV Macroestructuras del tratamiento térmico propuesto de normalizado 925°C x 2hrs, Zona A.

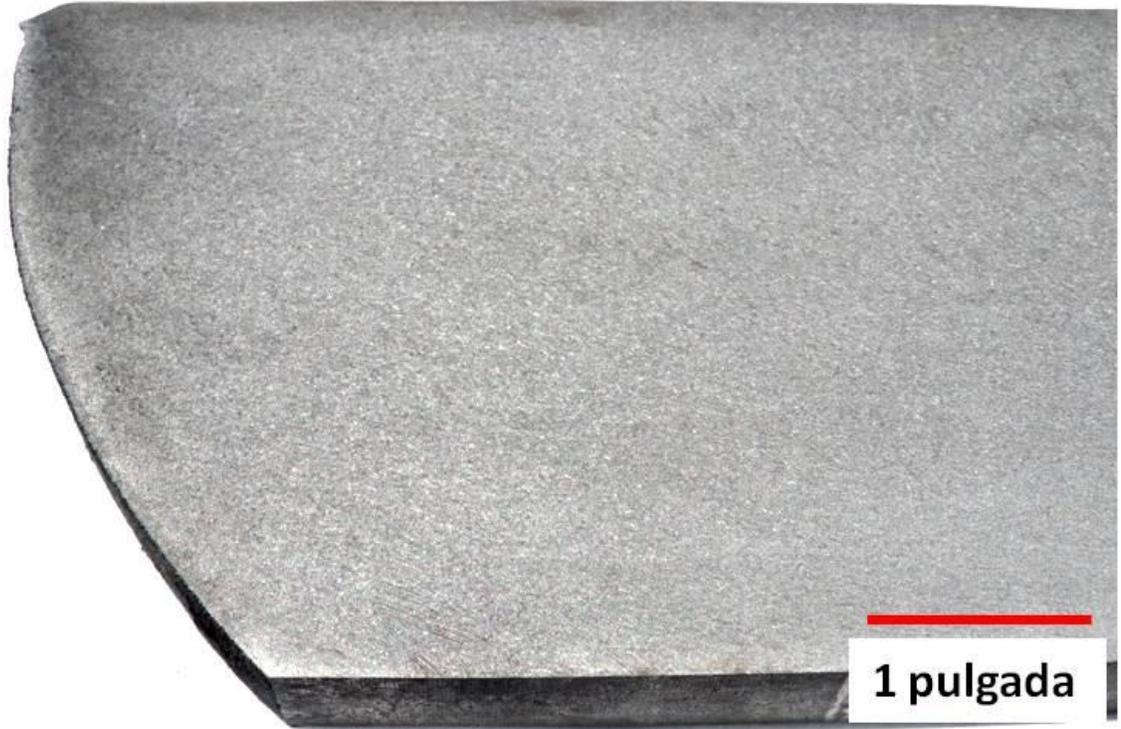


Cara inferior



Cuello inferior - Diámetro interior

...continuación del Anexo XV Macroestructuras del tratamiento térmico propuesto de normalizado 925°C x 2hrs, Zona B.

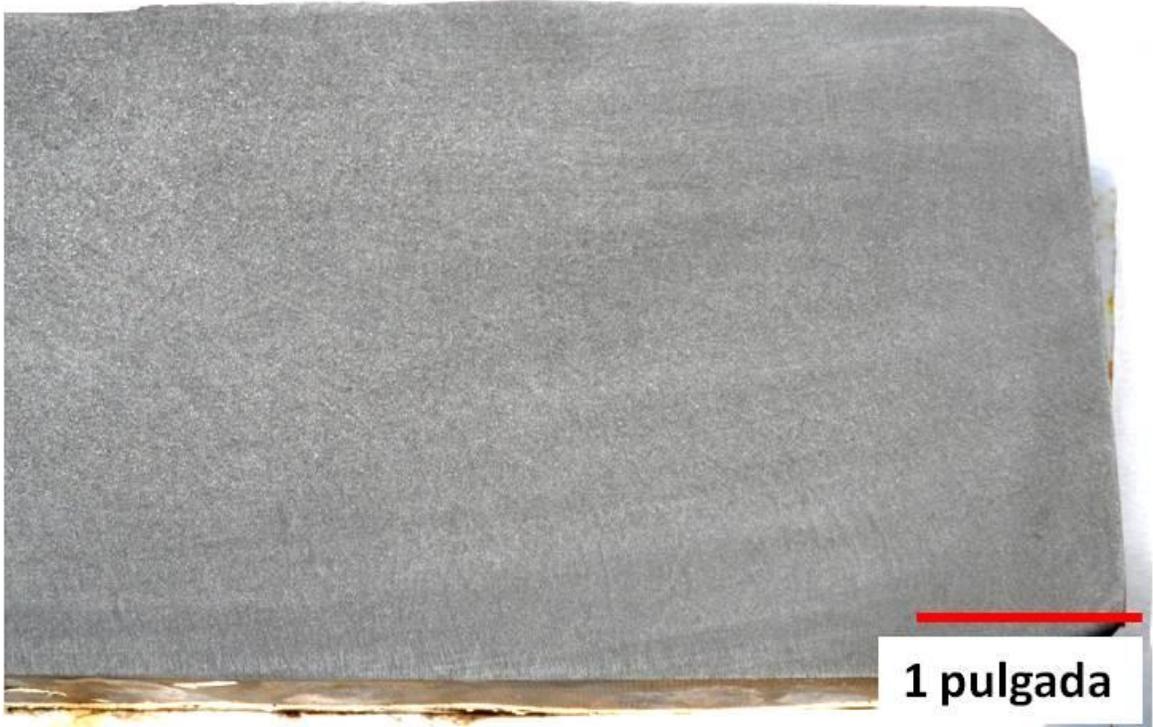


Cara superior



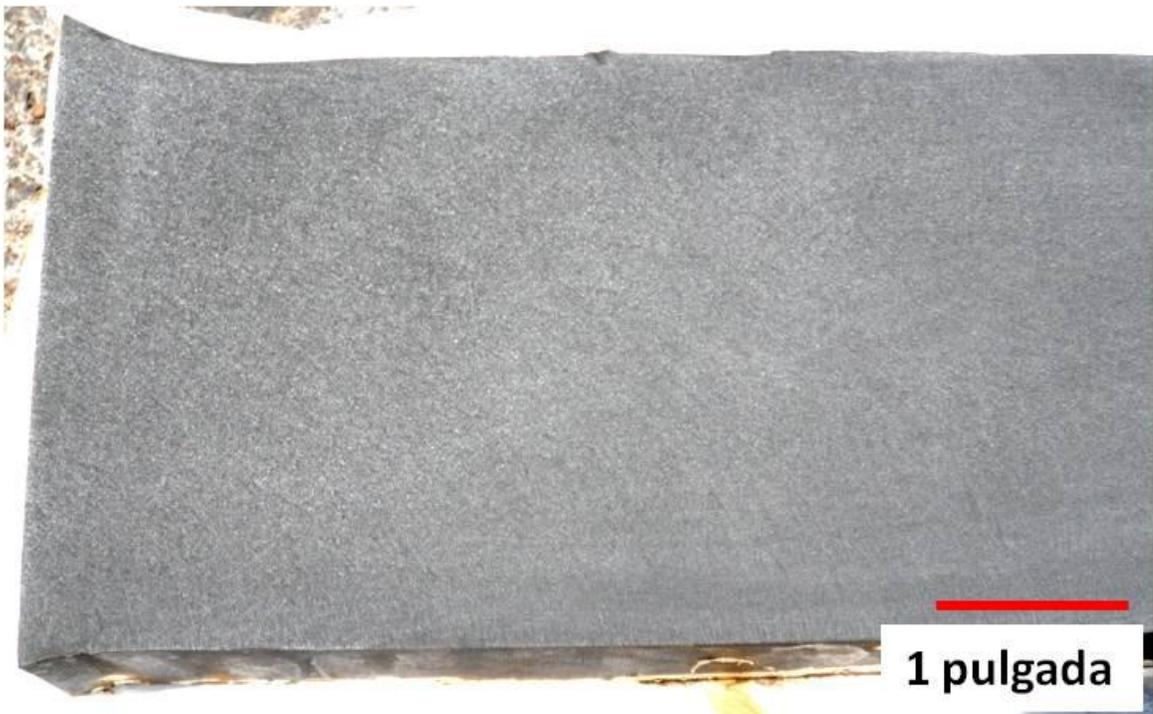
Cuello superior - Diámetro interior

...continuación del Anexo XV Macroestructuras del tratamiento térmico propuesto de normalizado 925°C x 2hrs, Zona C.



1 pulgada

Diámetro exterior



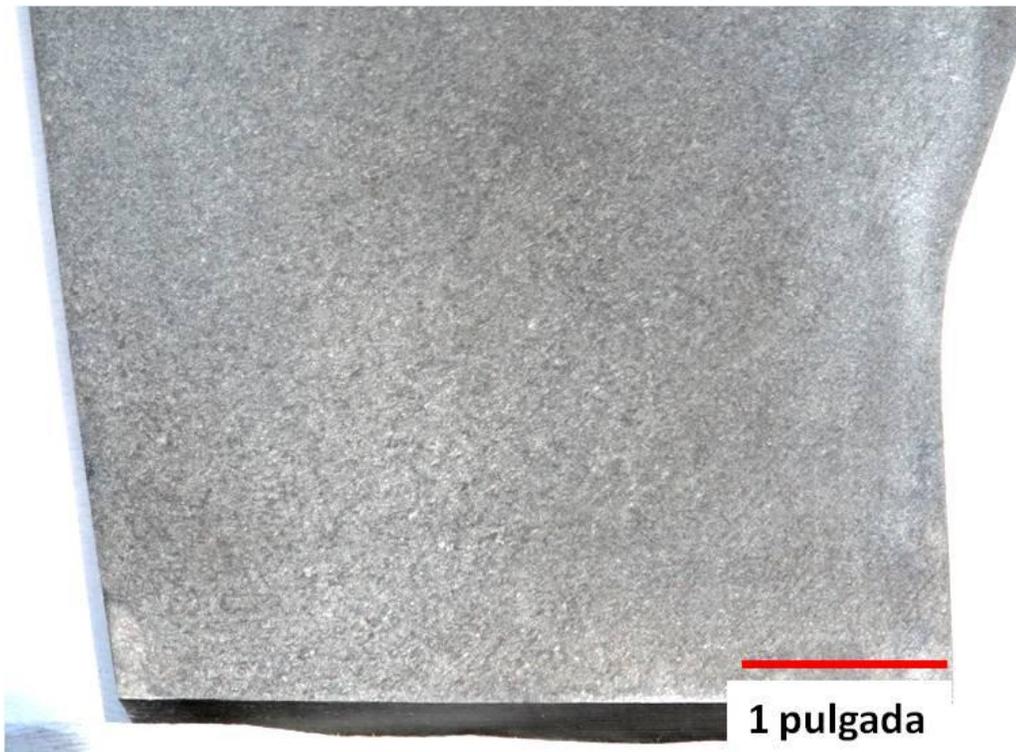
1 pulgada

Alas superior e inferior

...continuación del Anexo XV Macroestructuras del tratamiento térmico propuesto de normalizado 925°C x 2hrs, Zona D.



Diámetro interior – Centro - Radio inferior



Diámetro interior – Centro - Radio superior

Anexo XVI Macroestructuras del tratamiento térmico propuesto de Relevado de esfuerzos, 650°C x 4hrs, Zonas A, B y C.



1 pulgada

Cara inferior – Cuello inferior - Diámetro interno



1 pulgada

Cara superior - Cuello superior – Diámetro interior



1 pulgada

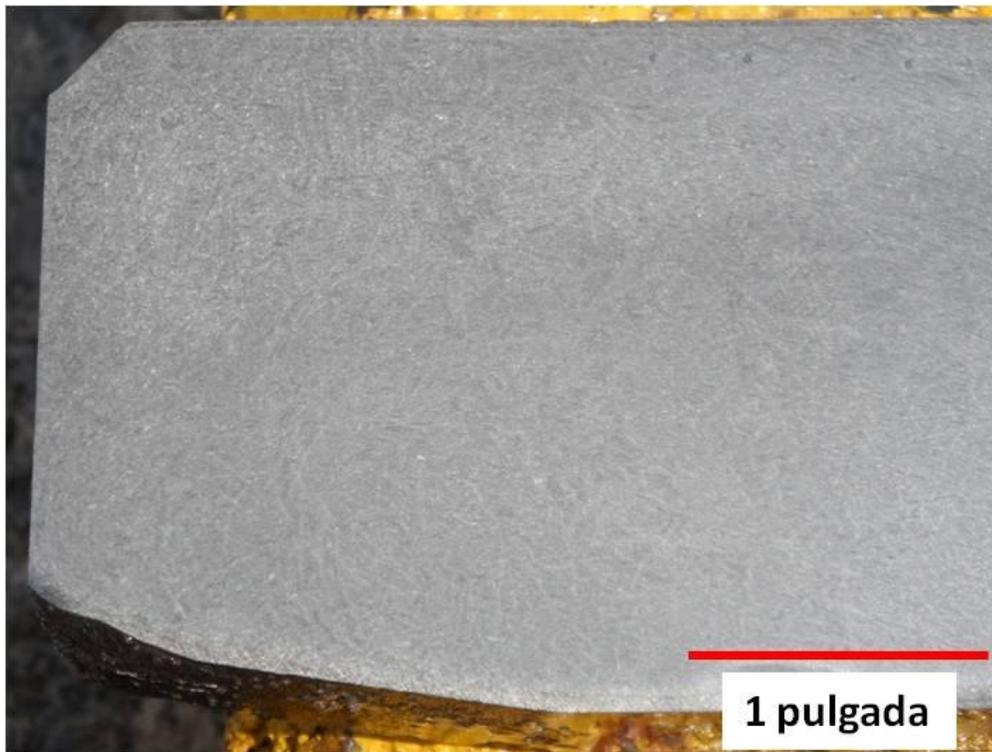
Diámetro exterior – Alas inferior y superior

... continuación Anexo XVI Macroestructuras del tratamiento térmico
propuesto de Relevado de esfuerzos, 650°C x 4hrs, Zona D.

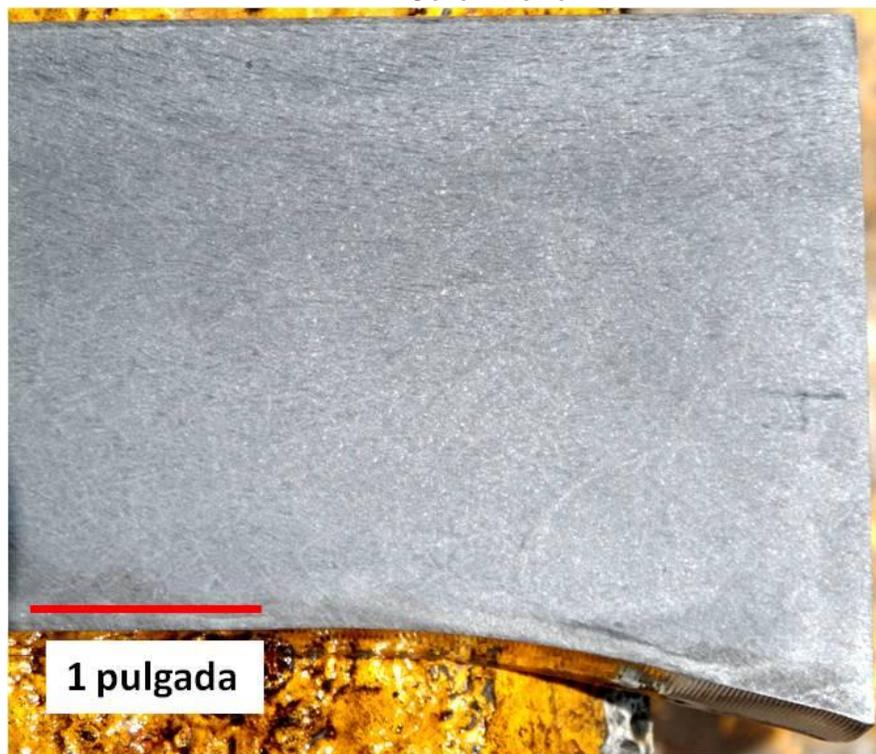


Díámetro interior – Centro - Radio inferior y superior.

Anexo XVII Macroestructuras del tratamiento térmico propuesto de
Relevado de esfuerzos, 650°C x 4hrs, Zona A.



Cara inferior



Cuello inferior - Diámetro interior

...continuación del Anexo XVII Macroestructuras del tratamiento térmico propuesto de Relevado de esfuerzos, 650°C x 4hrs, Zona B.



Cara superior

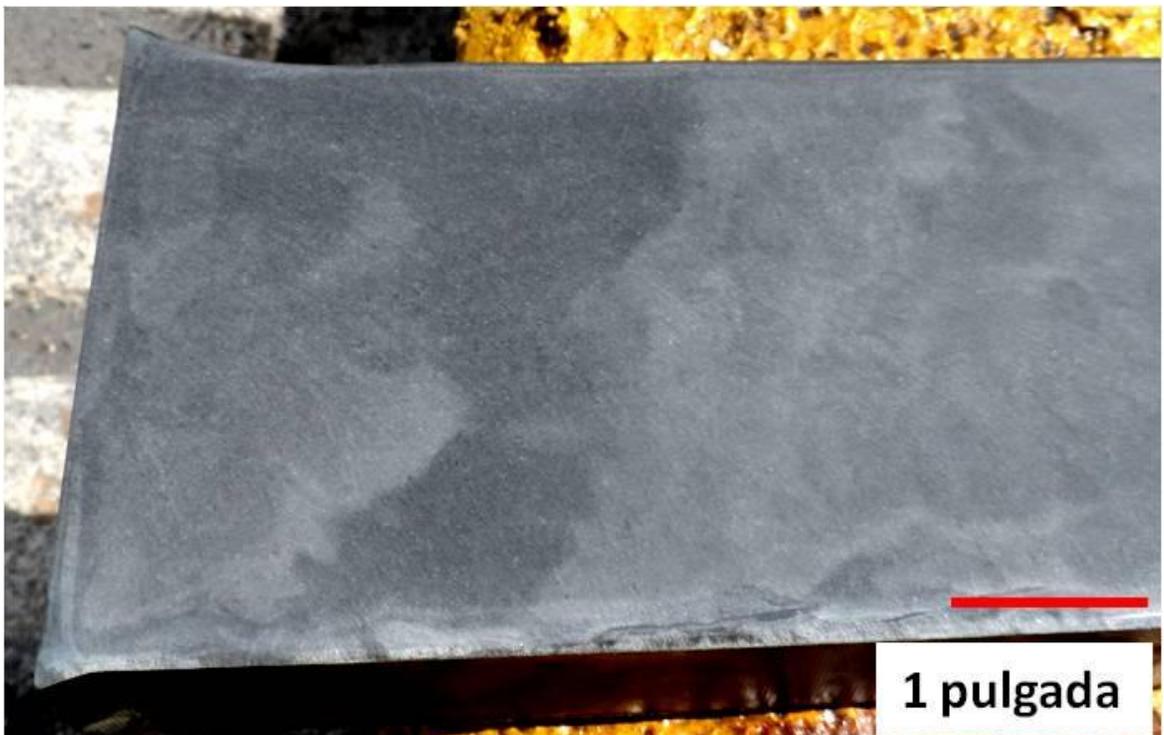


Cuello superior - Diámetro interior

...continuación del Anexo XVII Macroestructuras del tratamiento térmico propuesto de Relevado de esfuerzos, 650°C x 4hrs, Zona C.



Diámetro exterior



Alas inferior y superior y conexión con radios.

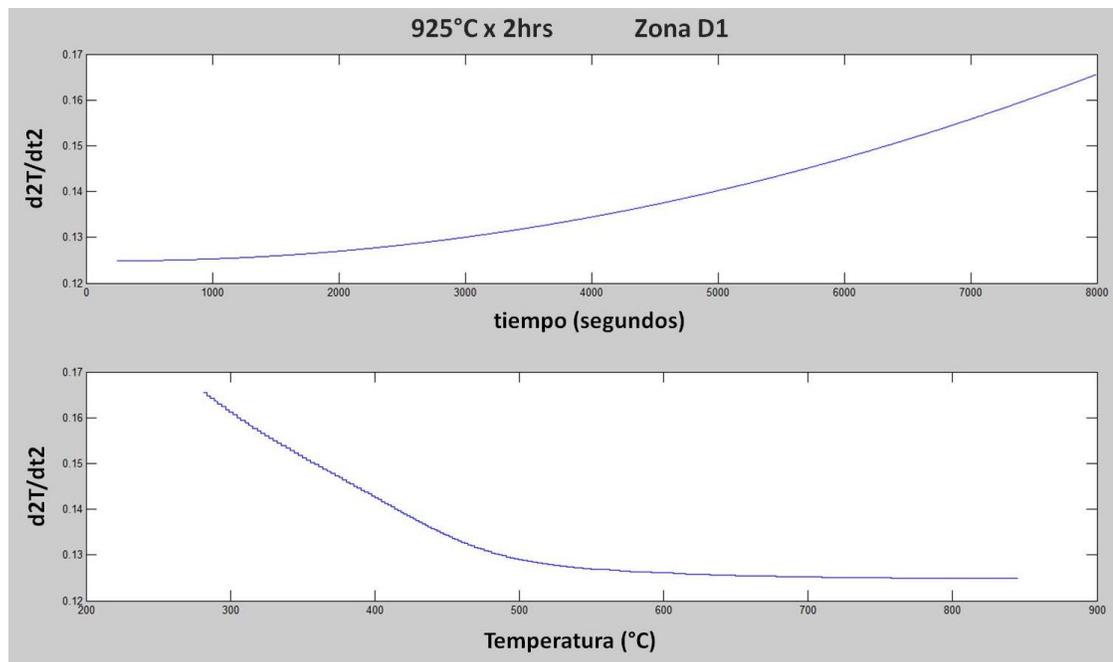
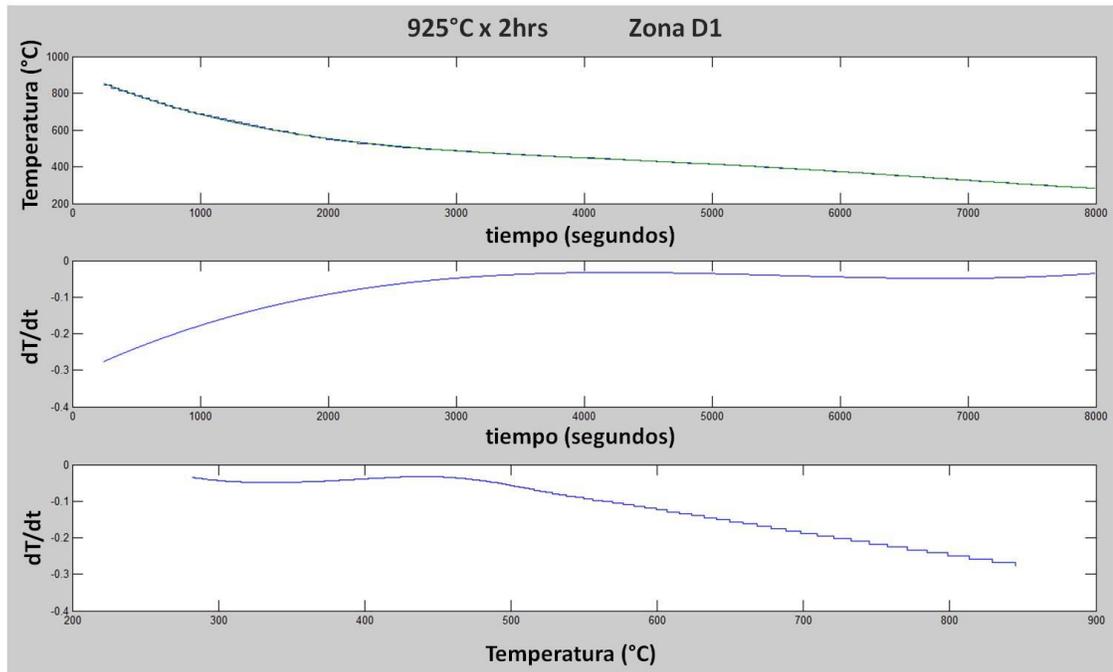
...continuación del Anexo XVII Macroestructuras del tratamiento térmico propuesto de Relevado de esfuerzos, 650°C x 4hrs, Zona D.



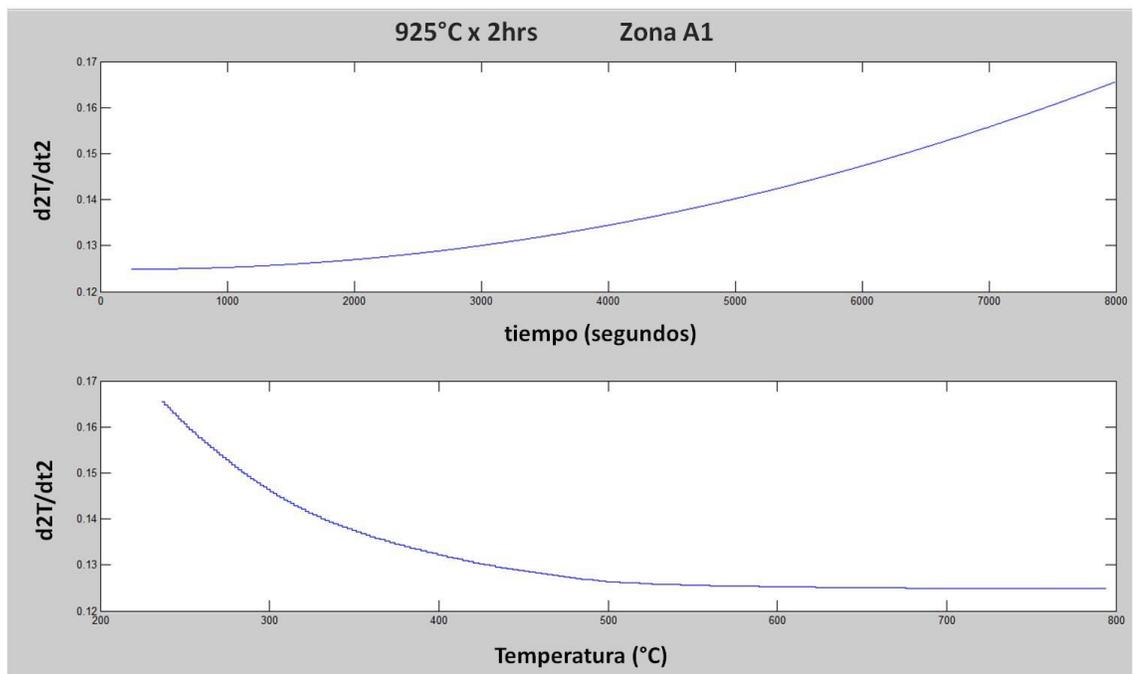
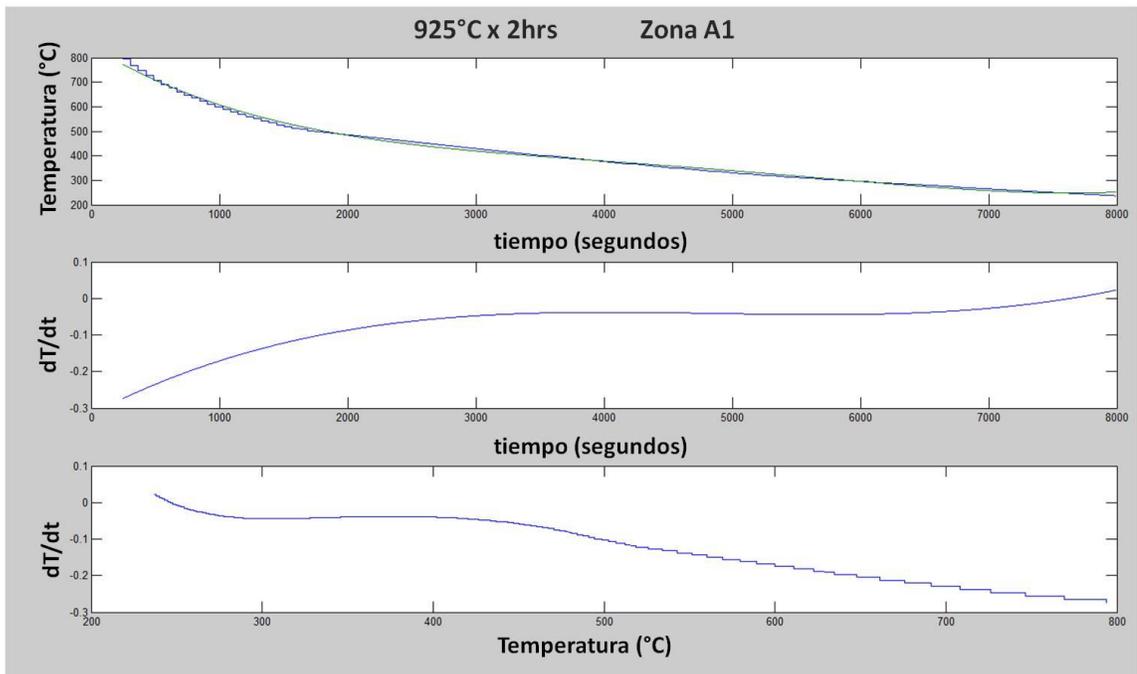
Diámetro interior

Anexo XVIII

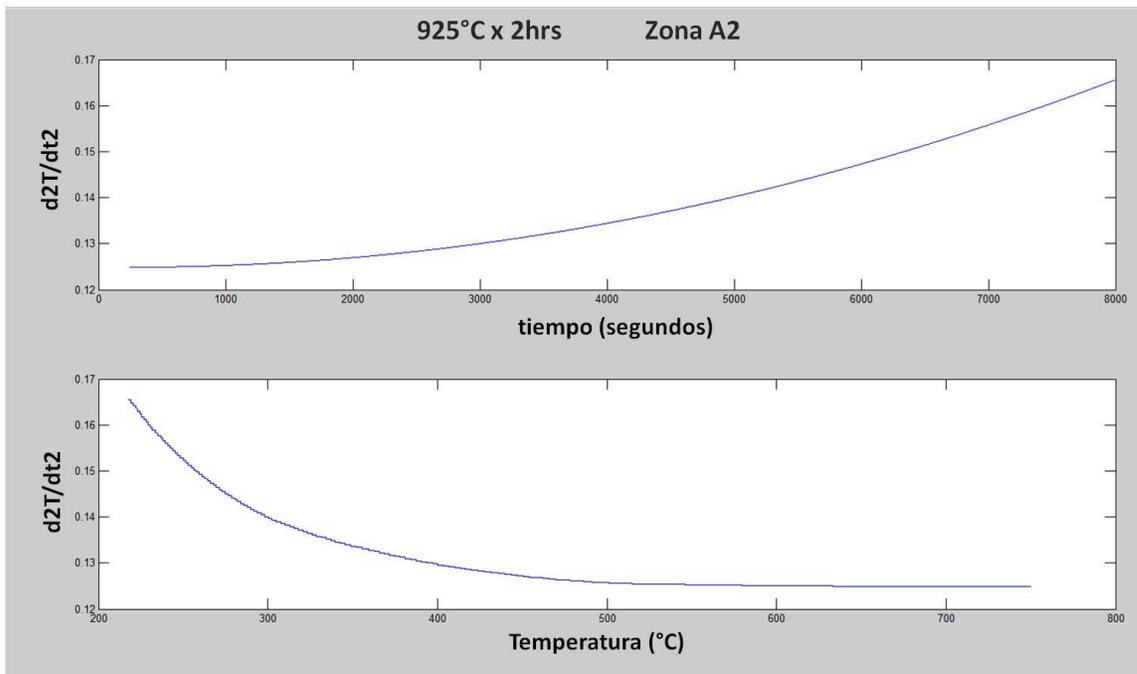
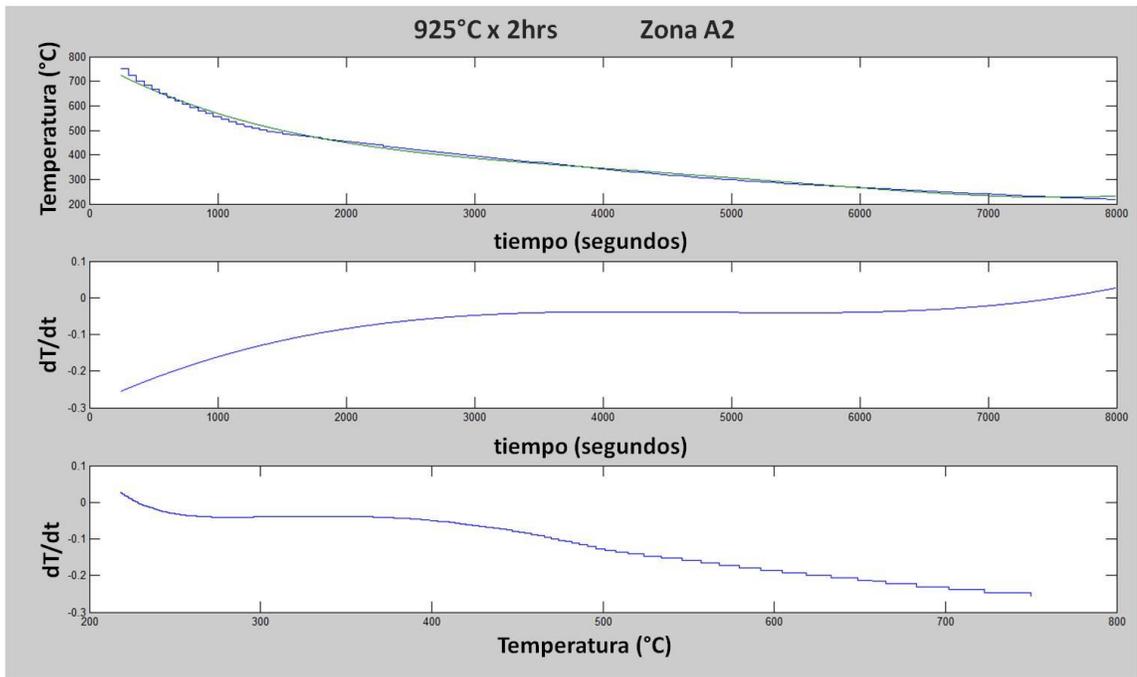
Curvas de enfriamiento del tratamiento de normalizado Zona D1.



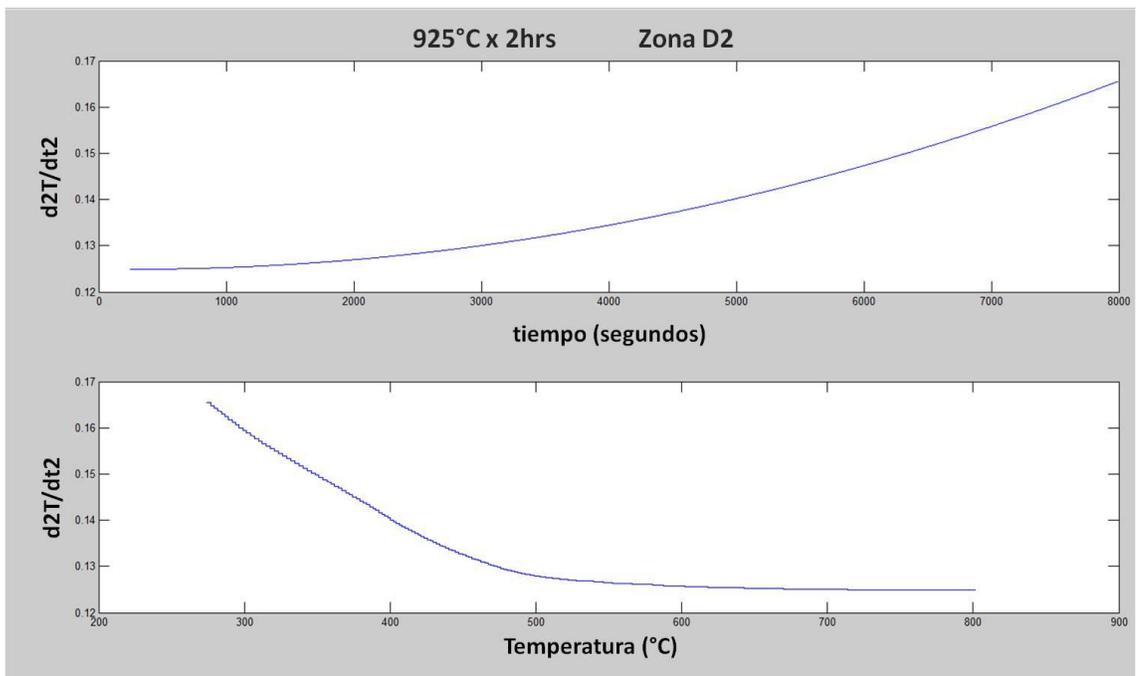
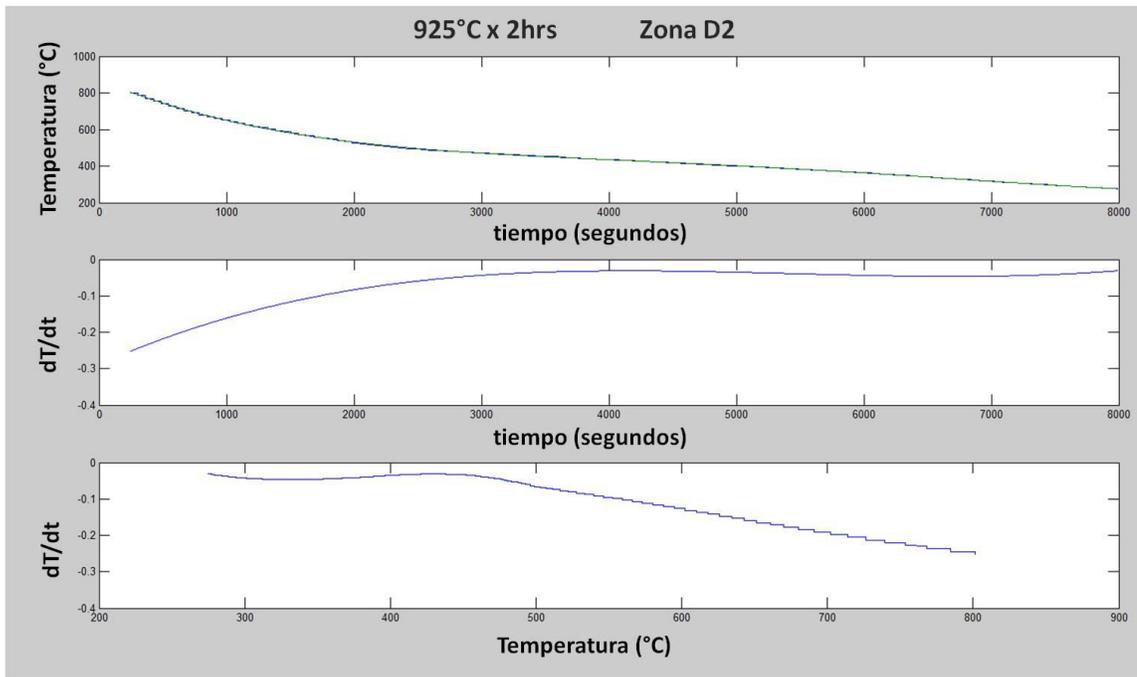
... continuación anexo XVIII de las curvas de enfriamiento del tratamiento de normalizado Zona A1.



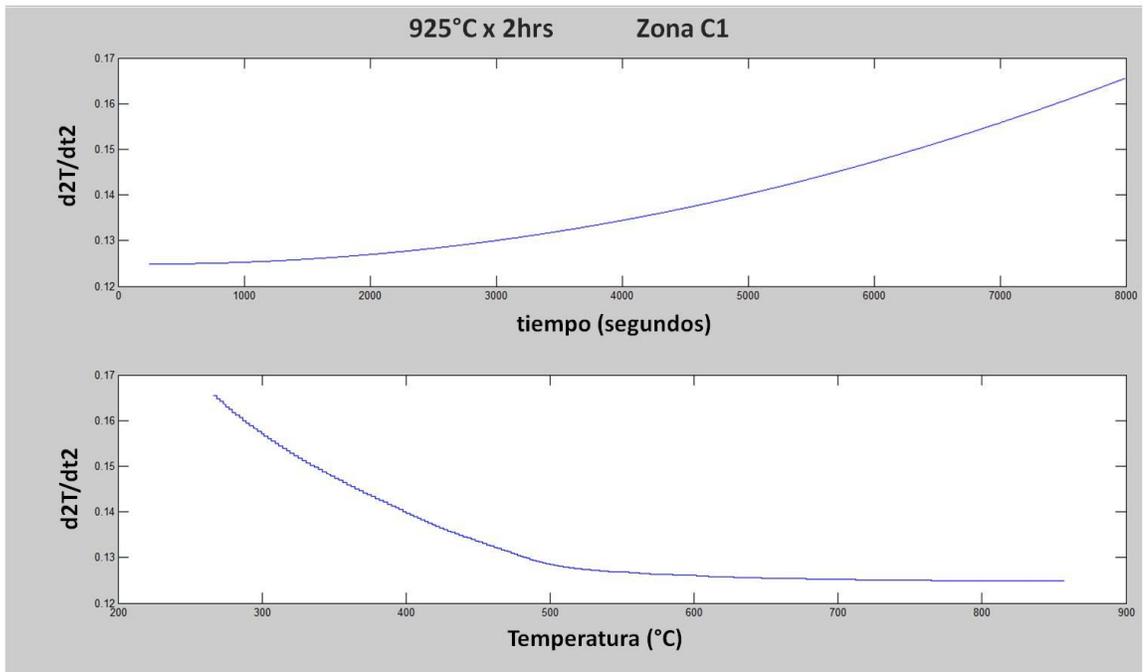
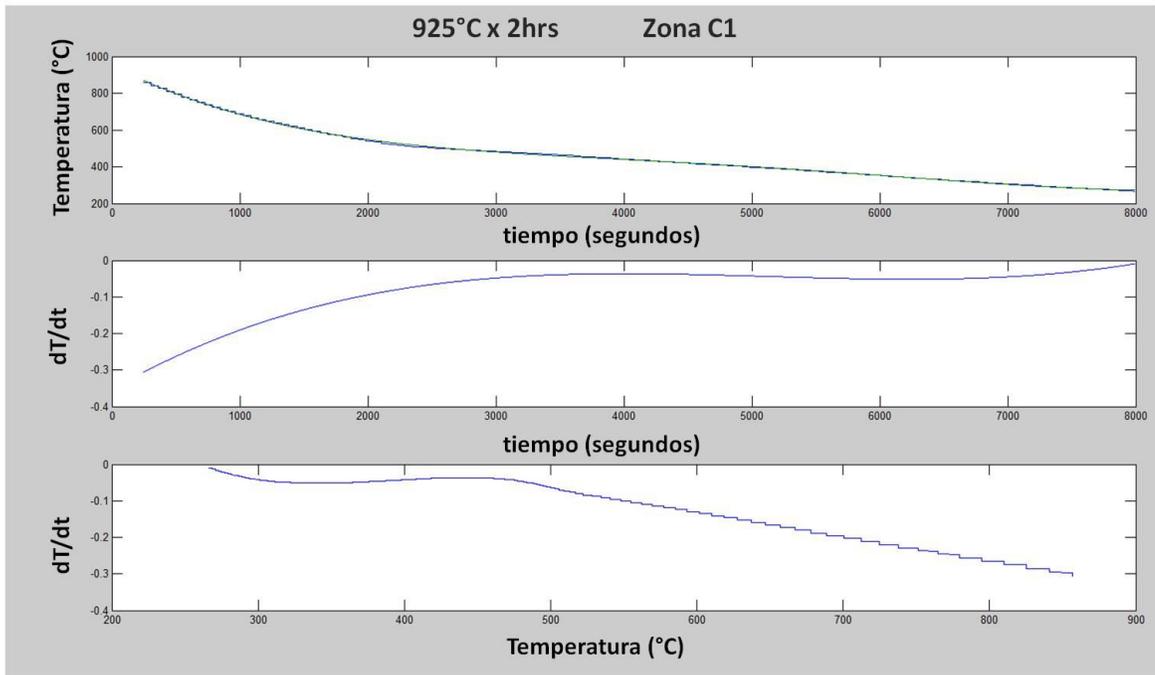
... continuación anexo XVIII de las curvas de enfriamiento del tratamiento de normalizado Zona A2.



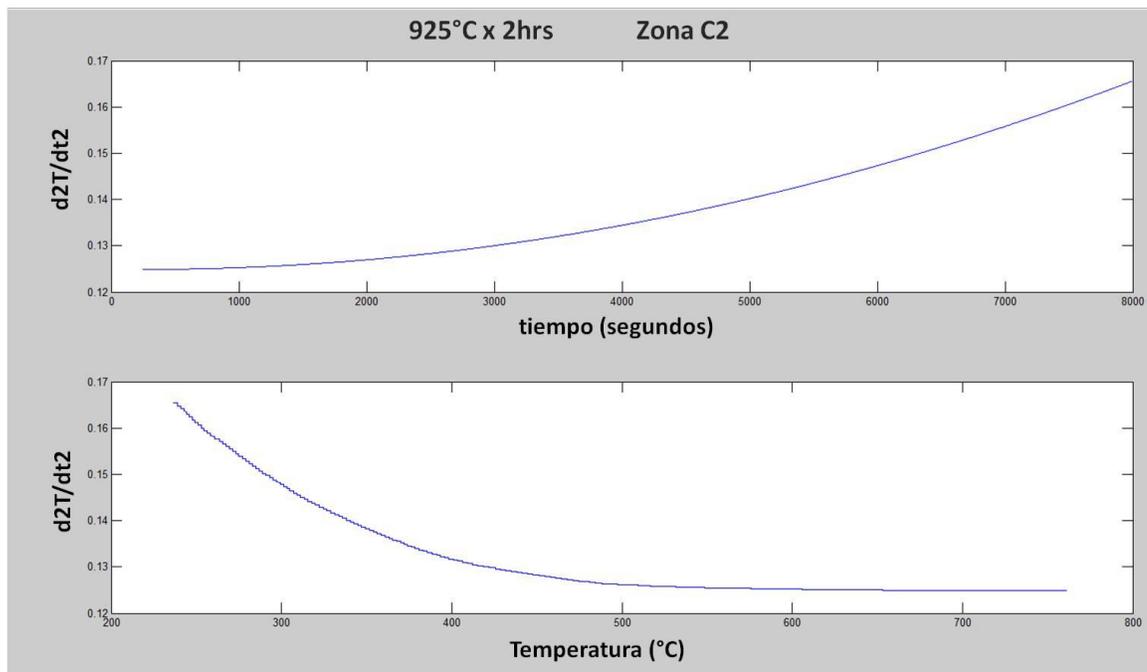
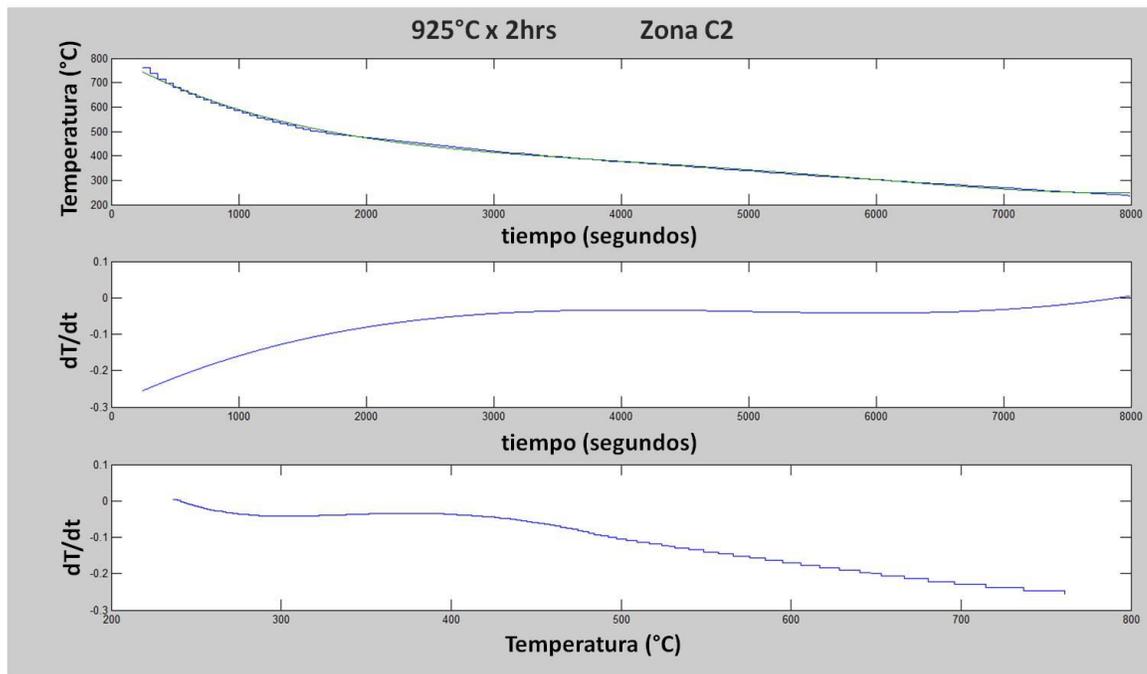
... continuación anexo XVIII de las curvas de enfriamiento del tratamiento de normalizado Zona D2.



... continuación anexo XVIII de las curvas de enfriamiento del tratamiento de normalizado Zona C1.

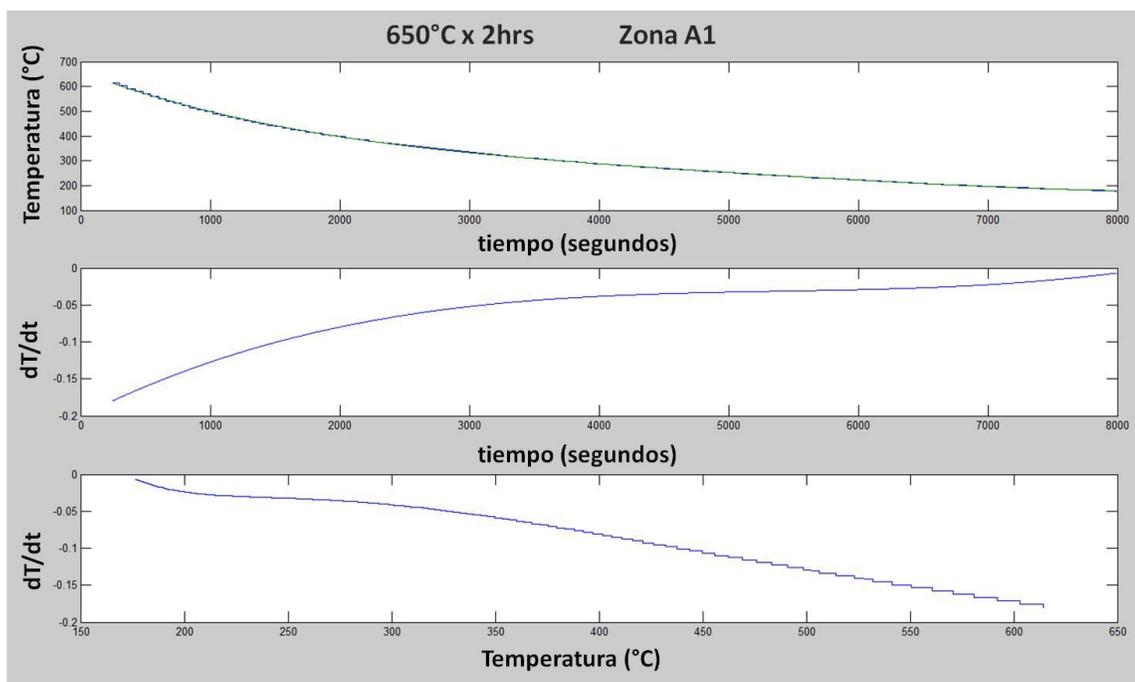
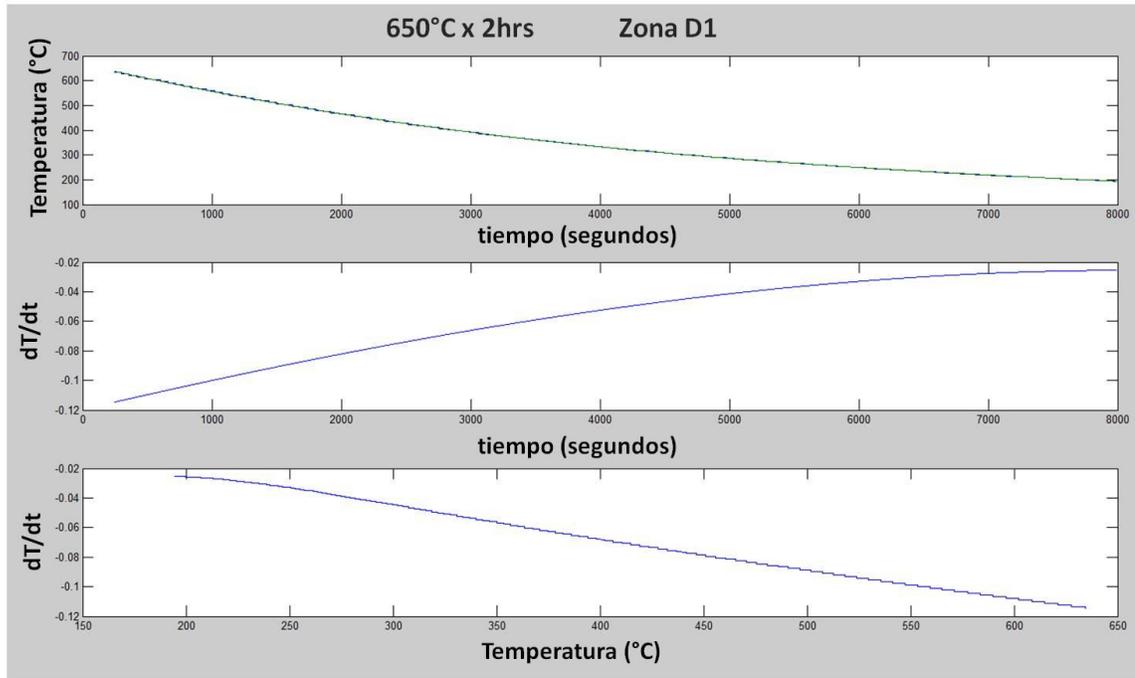


... continuación anexo XVIII de las curvas de enfriamiento del tratamiento de normalizado Zona C2.

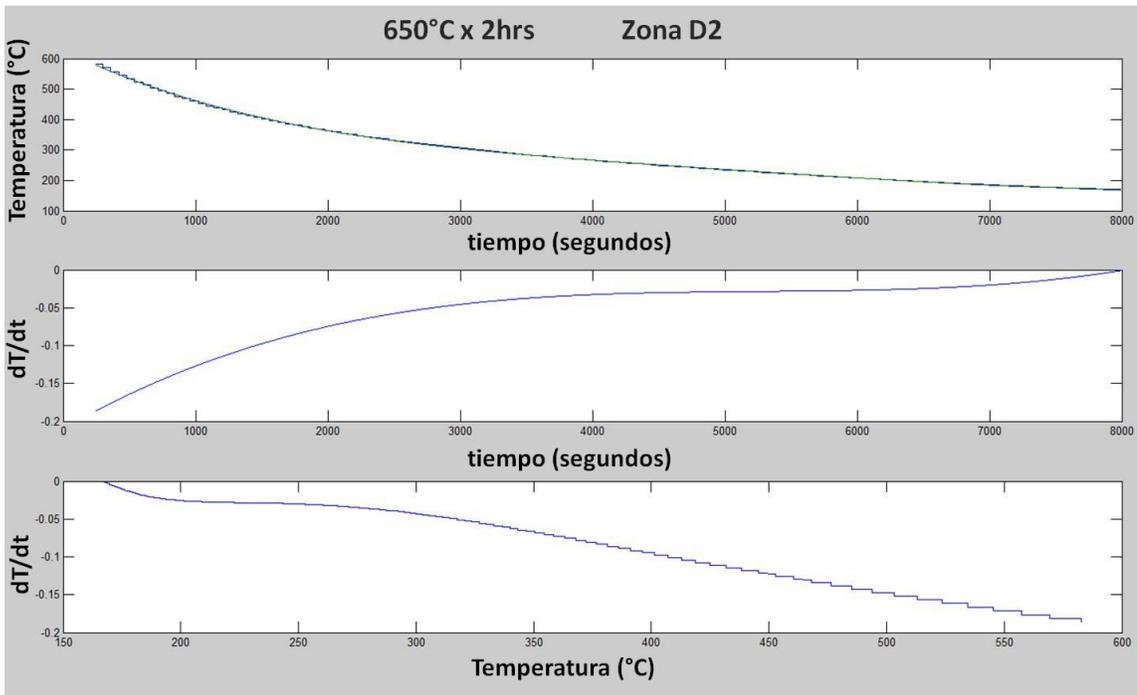
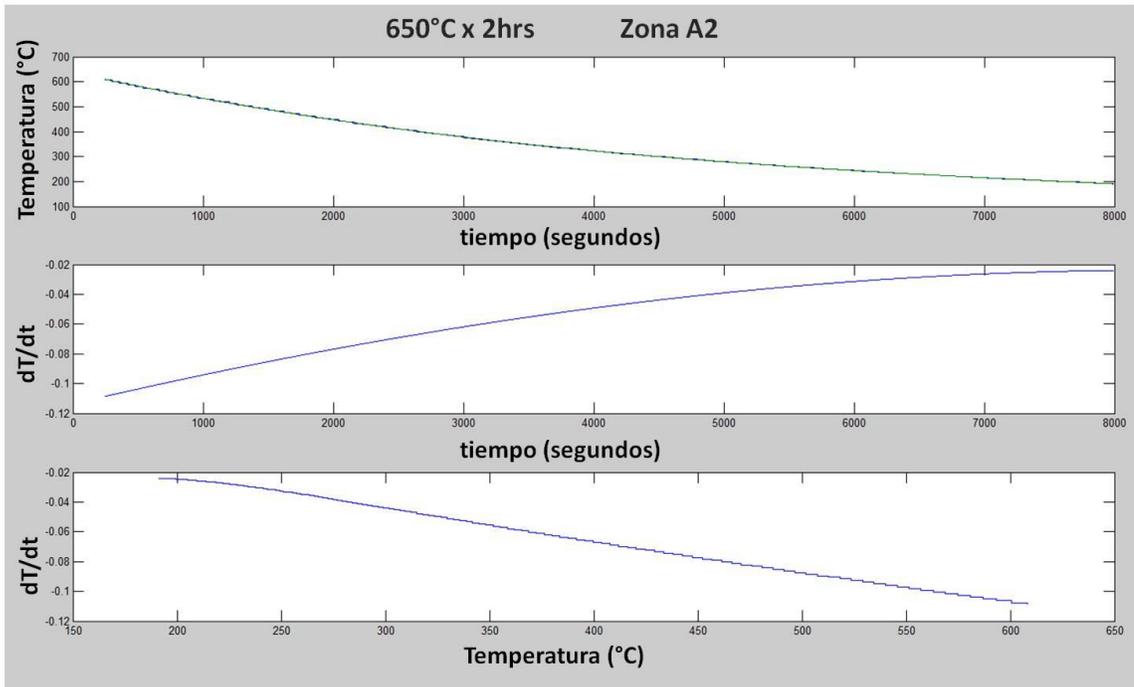


Anexo IXI

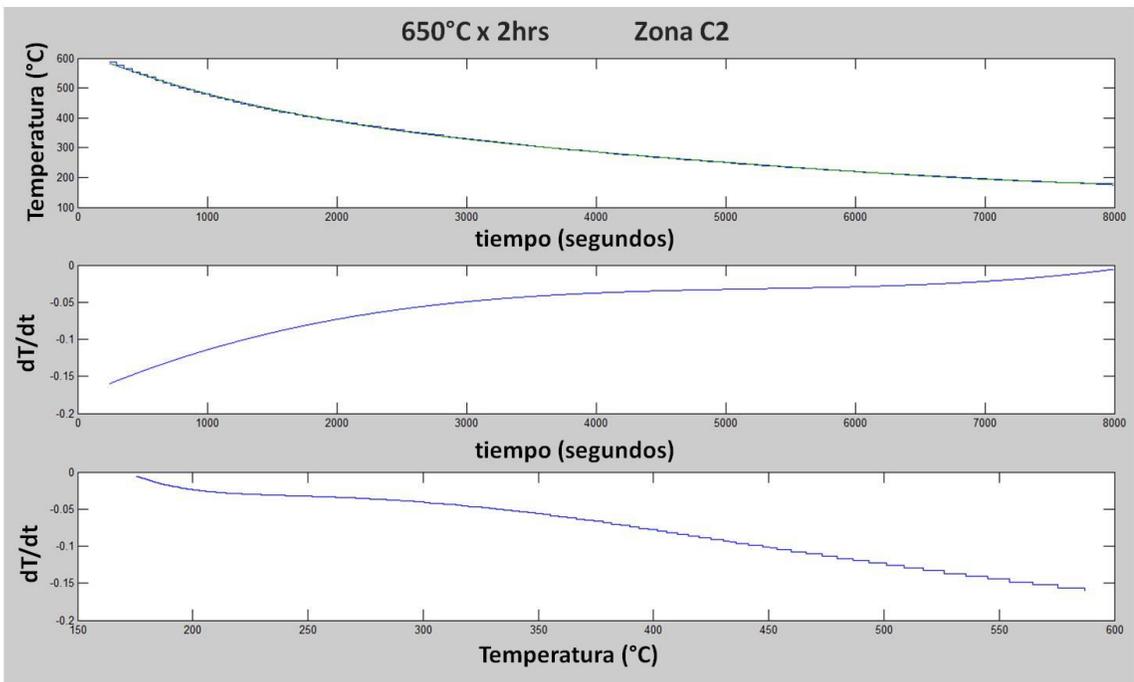
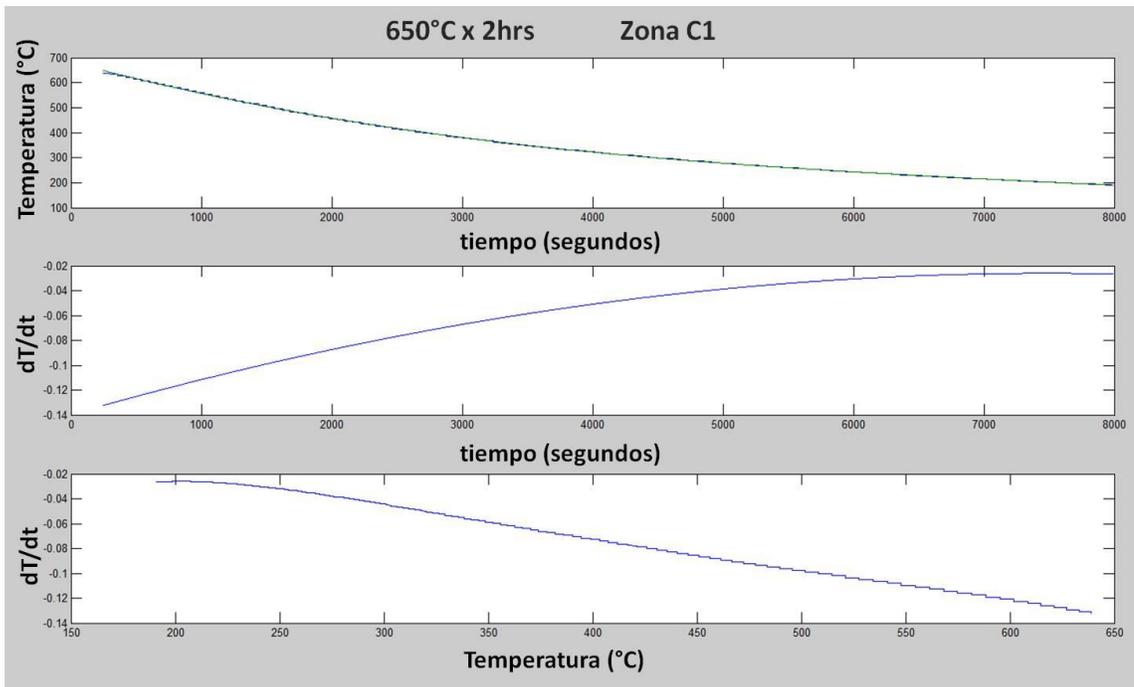
Curvas de enfriamiento del tratamiento de relevado de esfuerzos a 650°C x 2hrs en las zonas D1 y A1.



... continuación anexo IXI curvas de enfriamiento del tratamiento de relevado de esfuerzos a 650°C x 2hrs en las zonas A2 y D2.

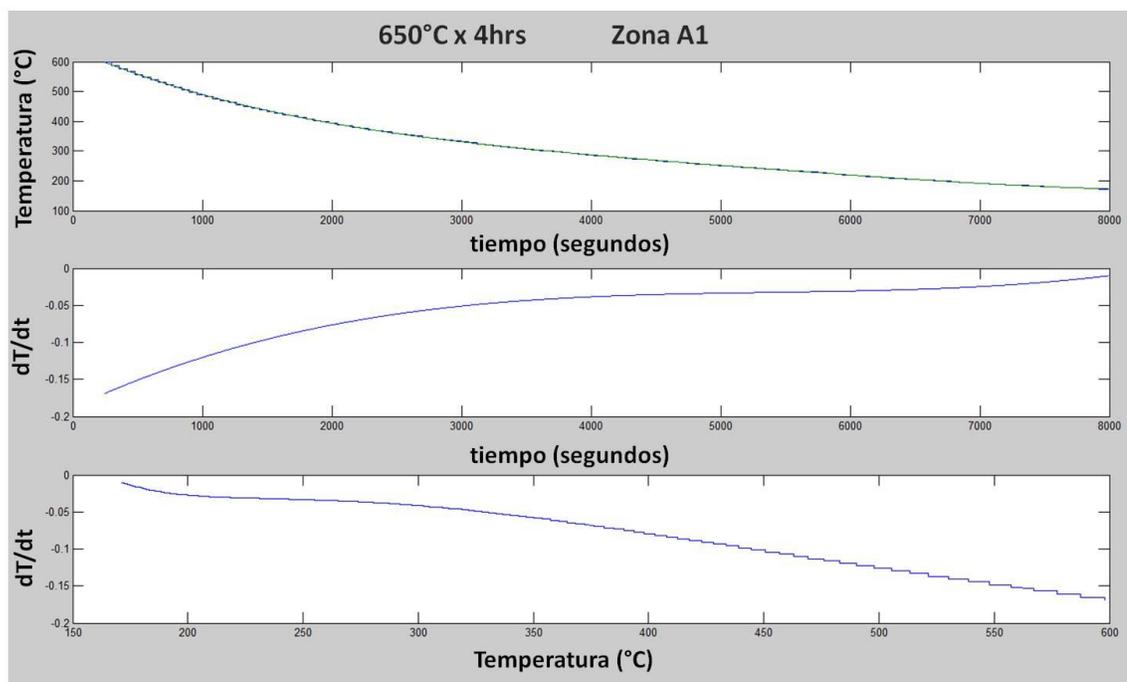
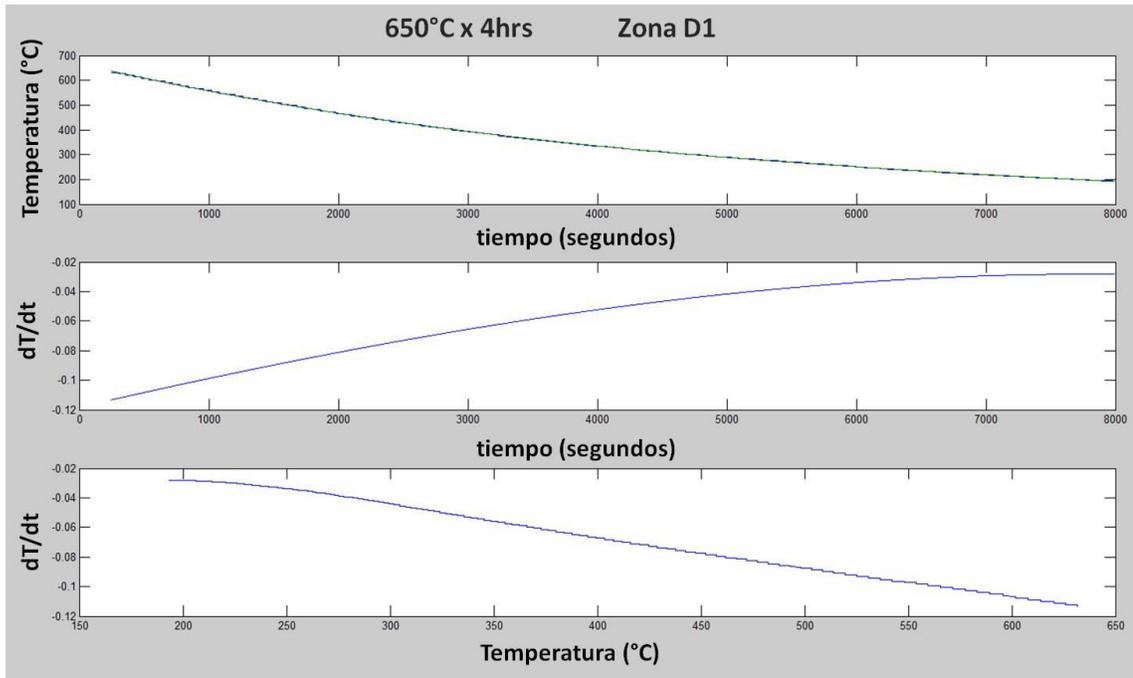


... continuación anexo IXI curvas de enfriamiento del tratamiento de relevado de esfuerzos a 650°C x 2hrs en las zonas C1 y C2.

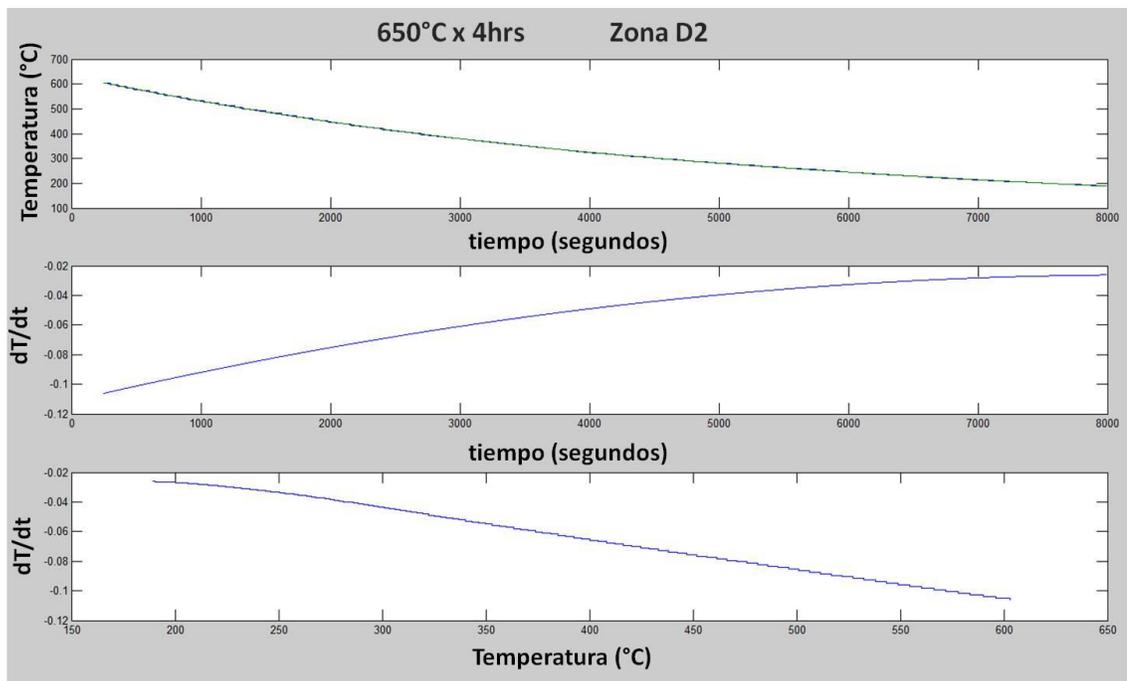
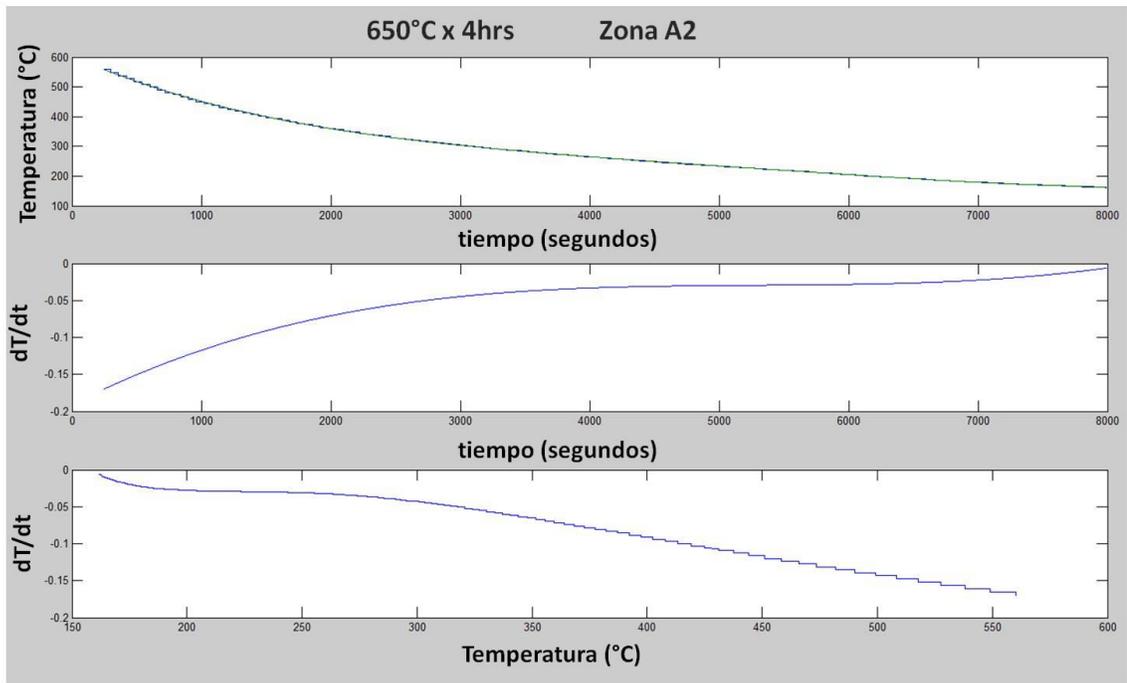


Anexo XX

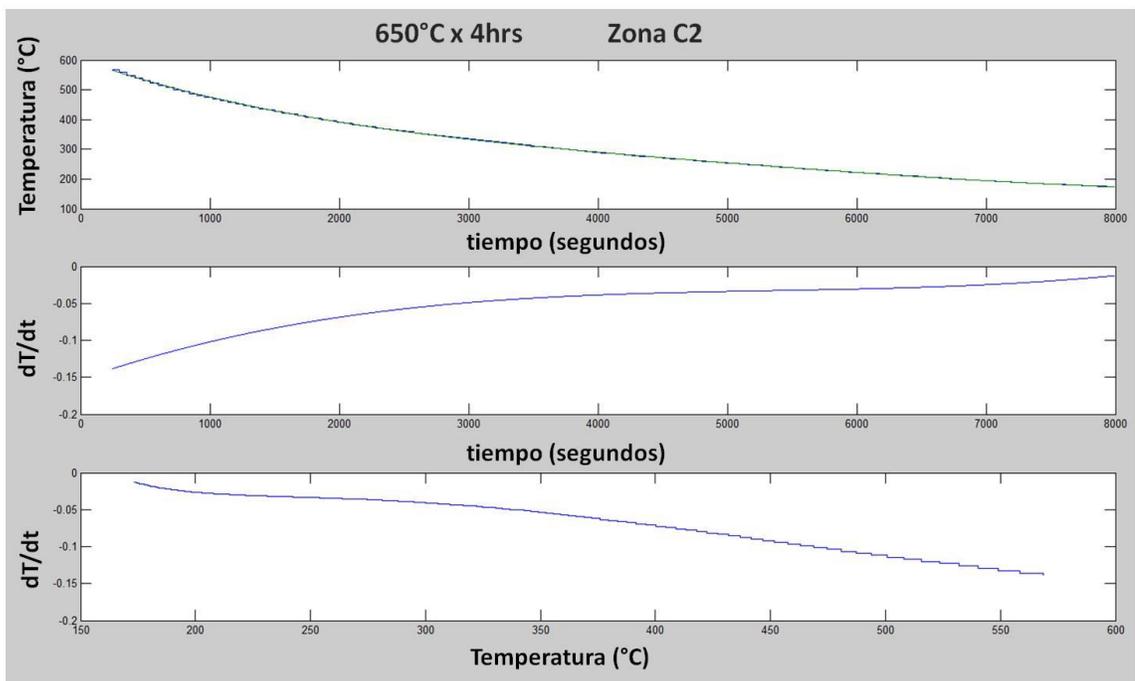
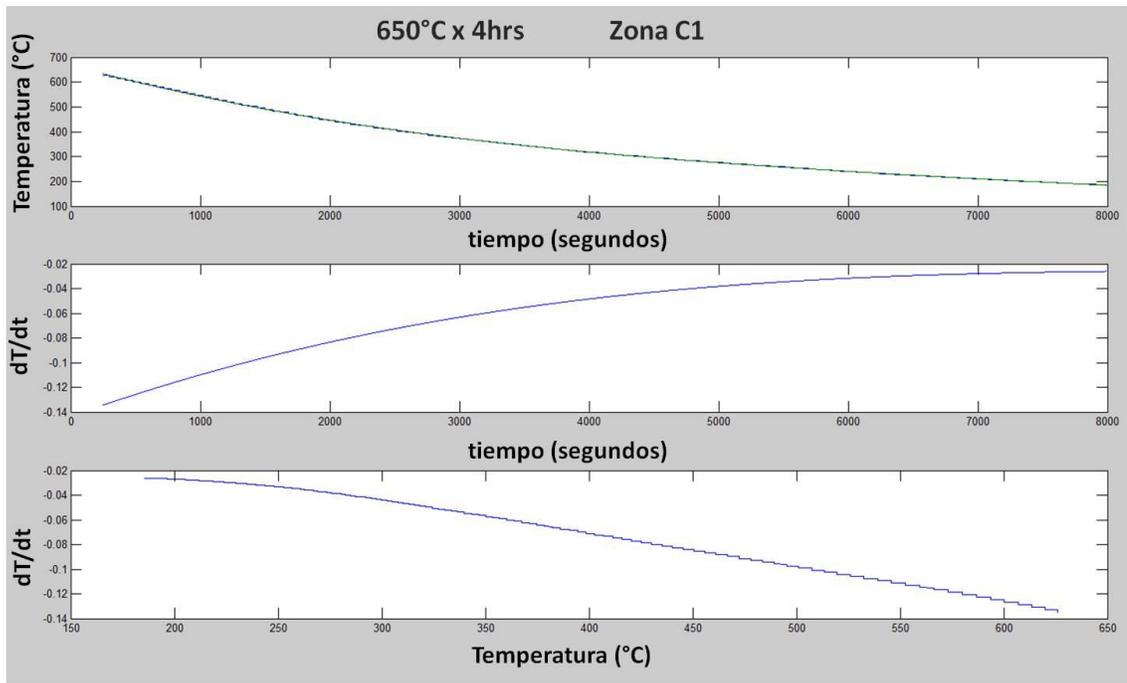
Curvas de enfriamiento del tratamiento de relevado de esfuerzos a 650°C x 4hrs en las zonas D1 y A1.



... continuación anexo XX curvas de enfriamiento del tratamiento de relevado de esfuerzos a 650°C x 4 hrs en las zonas A2 y D2.

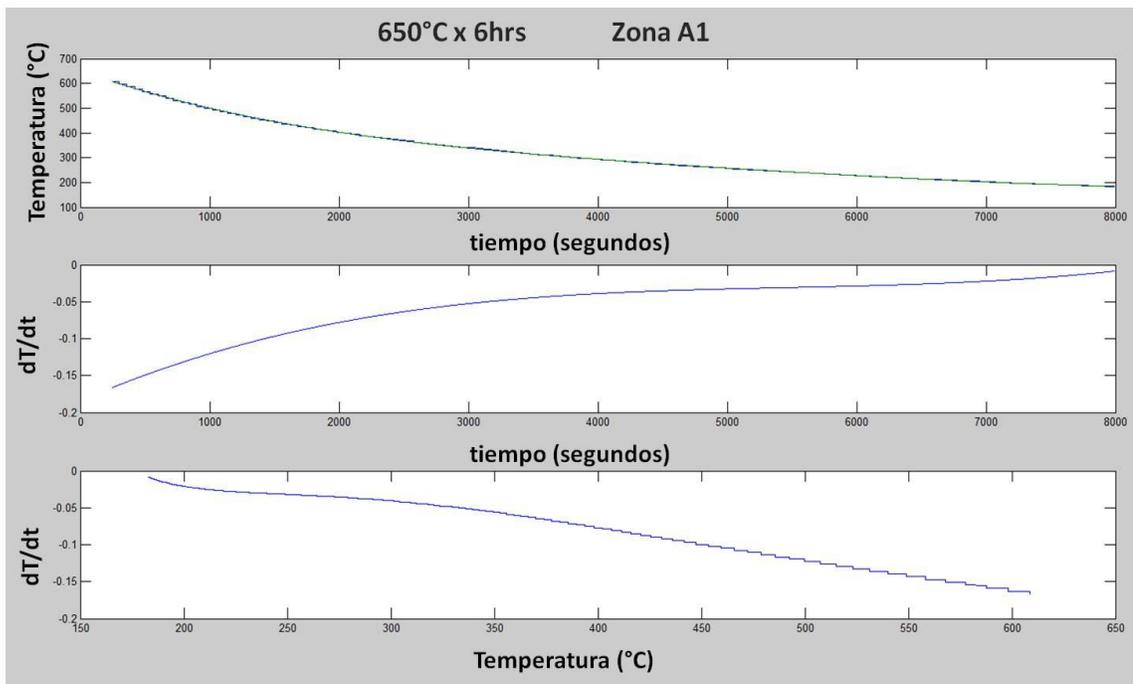
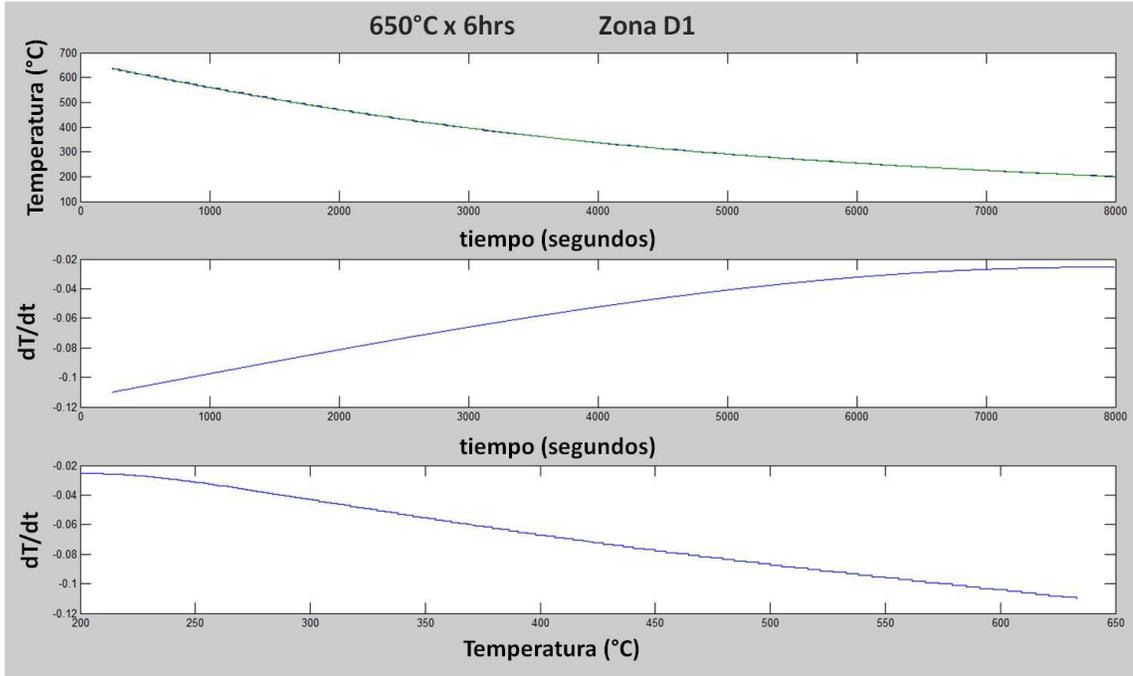


... continuación anexo XX curvas de enfriamiento del tratamiento de relevado de esfuerzos a 650°C x 4 hrs en las zonas C1 y C2.

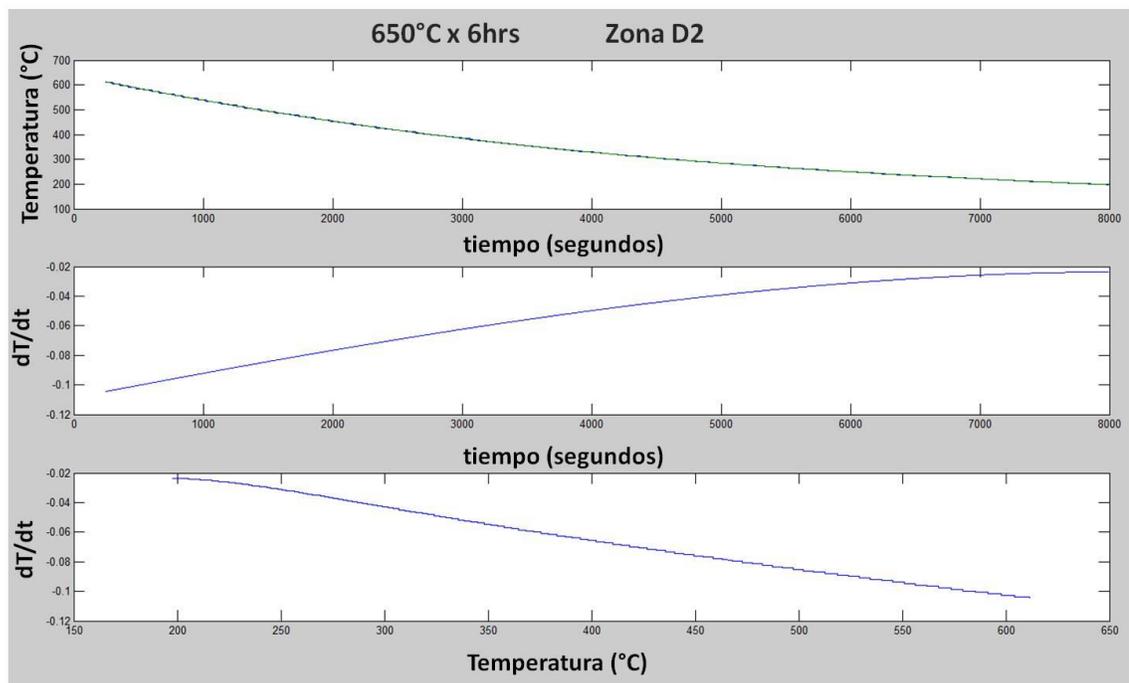
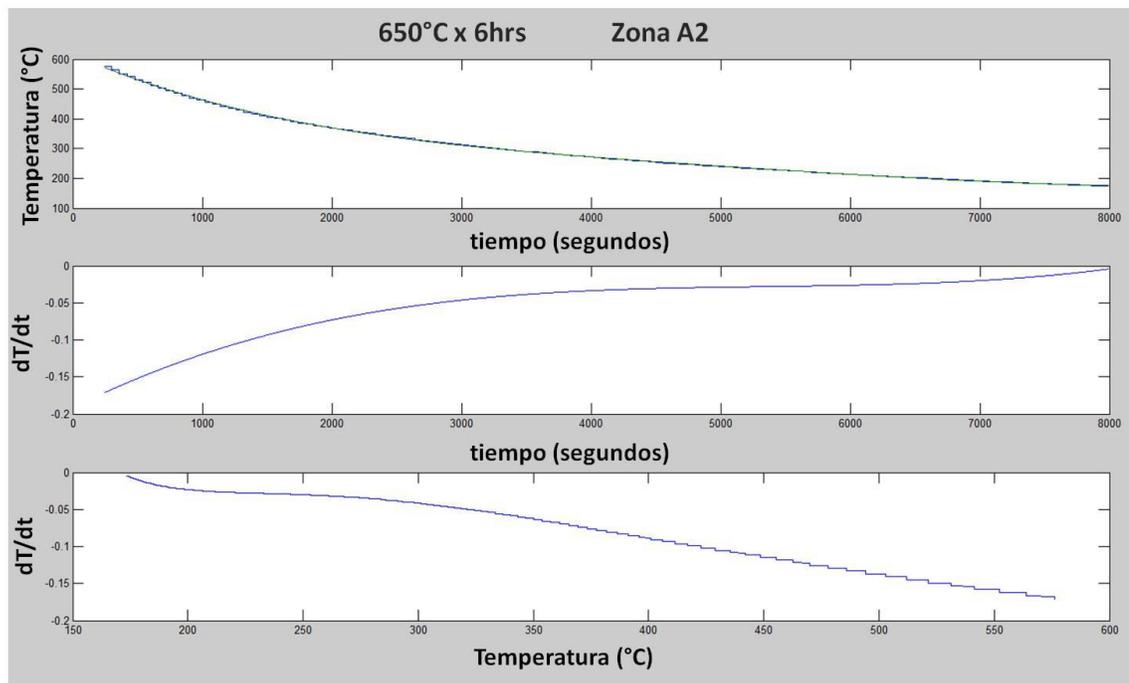


Anexo XXI

Curvas de enfriamiento del tratamiento de relevado de esfuerzos a 650°C x 6hrs en las zonas D1 y A1.



... continuación anexo XXI curvas de enfriamiento del tratamiento de relevado de esfuerzos a 650°C x 6 hrs en las zonas A2 y D2.



... continuación anexo XXI curvas de enfriamiento del tratamiento de relevado de esfuerzos a 650°C x 6 hrs en las zonas C1 y C2.

