

Propiedades mecánicas de los aceros aleados al cromo utilizados en la fabricación de cilindros de apoyo de trenes de laminación^(*)

A. Mammeri*, F.J. Belzunce*, C. Rodríguez*, M. Torre**, S. Poveda** y J. García*

Resumen Los cilindros de apoyo de los trenes de laminación de chapa, tanto en caliente como en frío, son unos elementos mecánicos grandes que deben diseñarse para soportar fuertes tensiones de contacto (contra el cilindro de trabajo, bajo la presión de laminación) y también acciones importantes de desgaste superficial. En este trabajo, tras la descripción del tratamiento térmico más conveniente que es necesario aplicar a estos cilindros, basado en un tratamiento de temple bainítico seguido de tratamientos de revenido, se han determinado las propiedades más características simulativas del comportamiento en servicio de estos productos, para lo que se han utilizado ensayos de dureza, compresión, tenacidad a fractura y ensayos de desgaste en seco por deslizamiento.

Palabras clave Aceros. Cilindros de laminación. Cilindros de apoyo. Tratamientos térmicos. Fractura. Desconche. Desgaste.

Mechanical properties of chromium steels for back up rolling rolls

Abstract Back up rolling rolls are very large mechanical components which have to be designed to withstand very high contact stresses produced, under the rolling load, in the region between the working and the back up rolls, along with severe wear actions. In this investigation, the thermal treatment (bainitic isothermic quenching followed by several temper treatments) of these components is described and their most characteristic properties related to the in-service behaviour of these products are determined, using hardness, compression, fracture toughness and sliding wear tests.

Keywords Steels. Rolling rolls. Back up rolls. Heat treatments. Fracture. Spalling. Wear.

1. INTRODUCCIÓN

Los trenes de chapa cuarto constan de dos cilindros de trabajo, de magnitud relativamente pequeña, soportados por dos grandes cilindros de apoyo de hasta 1.650 mm de diámetro. Este modo de trabajo reduce la flexión indeseable de los cilindros de trabajo bajo la fuerza de laminación y también permite a estos cilindros soportar mayores cargas de servicio.

En el curso del servicio normal, los cilindros de apoyo resultan sometidos a fuertes tensiones de compresión (del orden de 1,5 GPa en la superficie) y tensiones cíclicas de cortadura subsuperficial que sobrepasan los 500 MPa, de acuerdo con el análisis clásico de Hertz^[1]. Adicionalmente, los cilindros de apoyo deben soportar las acciones de desgaste,

tanto de tipo adhesivo como abrasivo. Desde el punto de vista de las condiciones de servicio, estos cilindros deben poseer una alta resistencia mecánica, una microestructura uniforme y muy alta resistencia al desgaste. Por todo ello, los cilindros de apoyo se suelen utilizar durante campañas, que no suelen durar más de dos semanas, al cabo de las cuales se desmontan, se inspeccionan cuidadosamente con el ánimo de detectar la presencia de grietas y se rectifican para eliminar la región endurecida y dañada por las tensiones de servicio. Esta operación es básica, ya que si no se eliminara completamente la región superficial afectada por el servicio, en la siguiente puesta se nuclearían rápidamente grietas subsuperficiales que podrían conducir al desconche del cilindro^[2].

(*) Trabajo recibido el día 11 de noviembre de 2002 y aceptado en su forma final el día 28 de febrero de 2003.

(*) E.T.S. Ingenieros Industriales, Universidad de Oviedo, Campus universitario, 33203 Gijón.

(**) Fundación Nodular S.A. 33420 Lugones, Asturias

1.1. Solicitaciones principales durante el servicio del cilindro de apoyo

La teoría de Hertz permite el cálculo elástico del área de contacto y de todo el complejo estado de tensiones que existe en esa región, a partir de las dimensiones y propiedades elásticas de los dos cilindros, así como de la fuerza de laminación. Uno de los componentes de tensión fundamentales es la tensión de cortadura reversible τ_{xy} , que alcanza un valor máximo en puntos situados a 2,8 mm por debajo de la superficie de los cilindros (bajo condiciones normales de laminación) y que suele considerarse como la tensión responsable del endurecimiento cíclico, que puede terminar en la nucleación de grietas por fatiga. A modo de ejemplo, la figura 1 da cuenta de los diversos componentes del tensor de tensiones bajo condiciones normales de laminación a la citada profundidad^[1]. El eje X coincide con la dirección normal, perpendicular al contacto, y el eje Y con la dirección tangencial al mismo.

El problema más grave que puede ocurrir durante el servicio de los cilindros de apoyo es el desconche, que consiste en el desprendimiento de un trozo, más o menos grande de la superficie del cilindro, lo que constituye un fallo catastrófico que puede causar graves destrozos en el tren, además de ser causa de paradas prolongadas del mismo con importantes efectos económicos sobre su producción. Este fallo se inicia con la nucleación de una grieta, normalmente subsuperficial y ligada a la presencia de concentradores de tensión (inclusio-

nes o microrechupes), aunque también se ha constatado la iniciación de grietas en la superficie bajo presiones de contacto no uniformes o incidentes de laminación^[2]. Estas grietas crecen, en la situación más habitual, en Modo II bajo sollicitaciones de fatiga, paralelamente a la superficie del cilindro^[3], ayudadas por la presencia de las tensiones residuales de tracción existentes en la dirección radial (las tensiones residuales generadas en el tratamiento térmico del cilindro son de compresión en las otras dos direcciones, longitudinal y circunferencial)^[4] y pueden finalmente ser la causa de un desconche.

La otra acción importante que debe tenerse en cuenta a la hora de diseñar un cilindro de apoyo es el desgaste. En función de las condiciones de trabajo puede predominar una situación de desgaste adhesivo o abrasivo. El desgaste adhesivo surge en virtud del deslizamiento existente entre el cilindro de trabajo y el de apoyo, especialmente durante las pasadas iniciales y los periodos de aceleración y desaceleración. Por su lado, el desgaste abrasivo es importante en los trenes de bandas en caliente, al aparecer en el contacto restos de óxidos procedentes de la chapa laminada (la corrosión inducida por el agua de refrigeración es un problema añadido), mientras que en los trenes de bandas en frío el tercer cuerpo procedería de pequeños residuos que pudieran desprenderse de los cilindros de trabajo^[5].

1.2. Tratamiento térmico de los cilindros de apoyo

Los cilindros de apoyo se obtienen utilizando técnicas de moldeo en arena. Una vez desmoldeados, deben sufrir primero un tratamiento de homogeneización con el propósito de reducir la inevitable segregación que tiene lugar durante la solidificación de estos grandes elementos mecánicos y, posteriormente, un tratamiento de endurecimiento superficial consistente en un temple bainítico isotérmico, con objeto de limitar las tensiones de origen térmico que surgirían de otro modo, seguido de un último tratamiento de revenido^[6]. El tratamiento de temple y revenido es el que confiere a la superficie de los cilindros de apoyo las altas propiedades mecánicas exigibles para soportar las sollicitaciones de servicio en el tren.

El tratamiento industrial de temple diferencial de los cilindros de apoyo se realiza en un horno SELAS provisto de mecheros bien distribuidos que calientan la superficie del cilindro mientras ésta

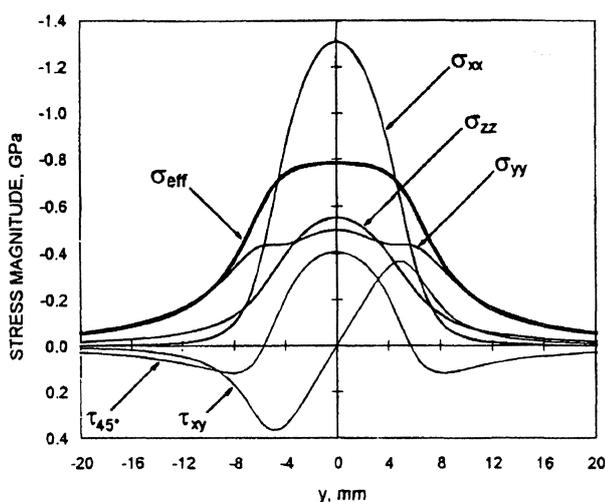


Figura 1. Estado tensional en el contacto entre el cilindro de trabajo y el de apoyo a 2,8 mm de profundidad.

Figure 1. Stress field at the work roll-back up roll contact (2.8 mm depth).

gira. El tiempo de permanencia en el horno depende de la profundidad de capa que se desea endurecer (normalmente en torno a 100 mm) que, a su vez, define el diámetro útil del cilindro. Seguidamente, el cilindro se enfría a velocidad controlada, para evitar la transformación perlítica y se introduce en un horno mantenido a temperatura constante, justo por encima de la temperatura M_s , con objeto de transformar la austenita en bainita inferior^[6 y 7]. Finalmente, deben ejecutarse uno o dos revenidos con objeto de lograr la combinación de dureza y tenacidad más adecuadas para soportar las acciones típicas del servicio.

2. PROCEDIMIENTO EXPERIMENTAL

El trabajo experimental que se presenta ha sido realizado sobre muestras de acero extraídas de diferentes rodajas obtenidas de cilindros fabricados por la empresa Fundición Nodular S.A., mediante la técnica de moldeo estático. Se trata de aceros aleados al cromo, cuya composición química típica varía entre los límites que se muestran en la tabla I.

2.1. Tratamientos térmicos

Todas las muestras fueron tratadas térmicamente en el laboratorio, para lo que se utilizaron dos hornos de mufla cuyas temperaturas máximas de trabajo eran, respectivamente, 1.200 y 1.500 °C. Se utilizó una temperatura de austenización de 950-975 °C (las temperaturas de austenización más altas corresponden a las calidades aleadas con más cromo), que se mantuvo durante dos horas. A continuación las probetas se trasladaron a un segundo horno, situado a 400 °C y, con objeto de reproducir en la medida de lo posible el enfriamiento industrial real de estos grandes cilindros, se enfriaron a 40 °C/h hasta alcanzar 320 °C (la temperatura M_s de estos aceros se sitúa en torno a 300 °C), temperatura ésta que se mantendría ya hasta la transformación completa de la austenita en bainita inferior. Seguidamente se realizaron uno o dos tratamientos de revenido a diferentes temperaturas mantenidas durante tiempos variables. La finali-

dad del tratamiento de revenido es múltiple. En primer lugar, se trata de aumentar la tenacidad y eliminar las tensiones residuales del temple. Por otro lado, en esta gama de aceros, al realizar el revenido a las temperaturas apropiadas se induce un fuerte endurecimiento estructural en virtud de la precipitación fina y dispersa de carburos de cromo. Finalmente, resulta necesario transformar completamente toda la austenita residual, que de otro modo podría transformarse en martensita bajo las fuertes tensiones mecánicas imperantes en el servicio habitual de estos elementos.

2.2. Ensayos mecánicos

Las propiedades mecánicas convencionales se determinaron mediante ensayos de dureza Vickers (bajo carga de 30 kg) y ensayos de compresión, que se realizaron sobre probetas cilíndricas de 6 mm de diámetro y otros 6 mm de longitud, a una velocidad de desplazamiento de 1 mm/min.

Los ensayos de fractura se ejecutaron sobre probetas de flexión en tres puntos de 15 mm de ancho y otros 15 mm de espesor (tipo SENB), previamente agrietadas por fatiga hasta una relación entre el tamaño de grieta y el ancho de la probeta de aproximadamente 0,5. La grieta se hizo crecer, siempre, en la dirección del radio del cilindro.

Por otro lado, para los ensayos de desgaste adhesivo se emplearon probetas mecanizadas en forma de bloque paralelepípedo (15,85 × 10,36 × 6,55 mm) que se mantenían apretadas bajo una carga normal de 76 N contra un anillo de acero endurecido, que se hacía girar a 382 rpm, que equivale a una velocidad lineal de 1 m/s. Cada 1.000 m de recorrido, se desmontaba la probeta y se procedía a determinar su pérdida de peso en una balanza de precisión. Los ensayos se continuaron hasta alcanzar un recorrido final de 7.000 m (44.583 revoluciones).

2.3. Caracterización estructural

Para la determinación de la fracción volumétrica de austenita retenida se utilizó un difractor de

Tabla I. Composición química de los aceros de los cilindros de apoyo

Table I. Chemical composition of back up rolls

% peso	C	Mn	Si	Cr	Ni	Mo	V
SBU	0,25-0,50	0,50-1,20	0,20-0,50	2,5-5,0	Res.	0,5-1,0	0,1-0,5

polvo de Rayos X con ánodo de cobre ($\lambda = 1.5406 \text{ \AA}$). Se utilizó el método que describe la norma ASTM E975, que utiliza el área de los picos difractados por los planos (200) y (211) de la ferrita y los picos correspondientes a los planos (200) y (220) de la austenita.

Finalmente se emplearon técnicas de microscopía óptica y electrónica de barrido para observar la microestructura de los aceros y analizar sus micro-mecanismos de fractura.

3. RESULTADOS

3.1. Microestructura

La microestructura obtenida tras el temple isoterma era bainítica con una dureza comprendida entre 420 y 470 unidades Vickers (los mayores valores corresponden a las calidades más aleadas), en la que inevitablemente se ha constatado la presencia de una cantidad significativa de austenita retenida que, por difracción de Rayos X, se ha cuantificado en torno a un 14 % en volumen (Fig. 2 a).

Se ha constatado que la precipitación de carburos, que tiene lugar durante el mantenimiento de revenido, genera una austenita residual menos aleada y, por lo tanto, susceptible de transformarse en el enfriamiento subsiguiente, en martensita o bainita, dependiendo de la velocidad de enfriamiento empleada. Utilizando la difracción de Rayos X, se ha puesto de manifiesto la transformación completa de la austenita residual tras el tratamiento de revenido (Fig. 2 b).

3.2. Ensayos de dureza y compresión

La figura 3 muestra la evolución de la dureza con el parámetro de revenido, $P = T(20 + \log t)$, que tiene en cuenta el efecto conjunto de la temperatura (se expresa en K) y del tiempo (se expresa en h). Debe destacarse el fuerte endurecimiento estructural que tiene lugar al utilizar tratamientos de revenido caracterizados por parámetros comprendidos entre 16.500 y 17.000. En la región del pico de durezas se han obtenido valores de esta propiedad de 550 unidades Vickers, que corresponden a límites elásticos a compresión por encima de 1.800 MPa, como se pone de manifiesto en la figura 4. Este gráfico da cuenta de una variación, prácticamente lineal, entre la dureza y el límite elástico a compresión. A este respecto, y dadas las características específicas del trabajo en servicio de este tipo de cilindros, debe destacarse el excelente compor-

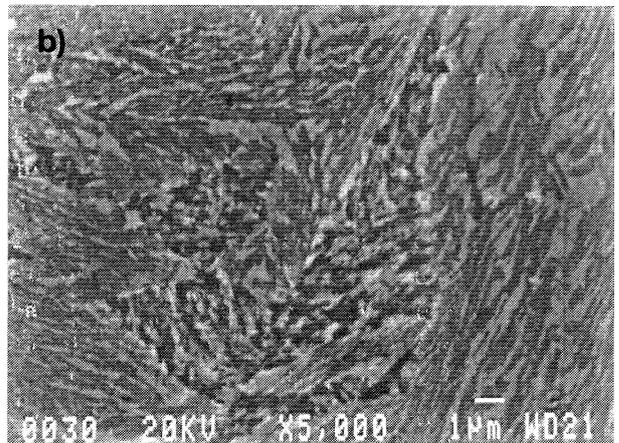
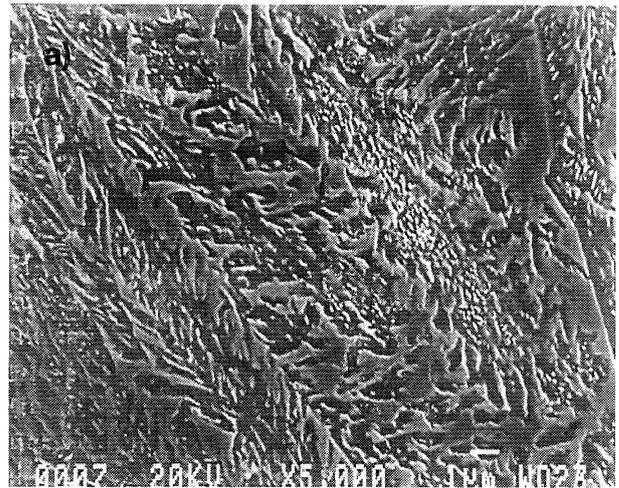


Figura 2. a) Probeta tras temple bainítico. b) Probeta tras temple bainítico y revenido.

Figure 2. a) Sample after bainitic quench. b) Sample after bainitic quench and temper.

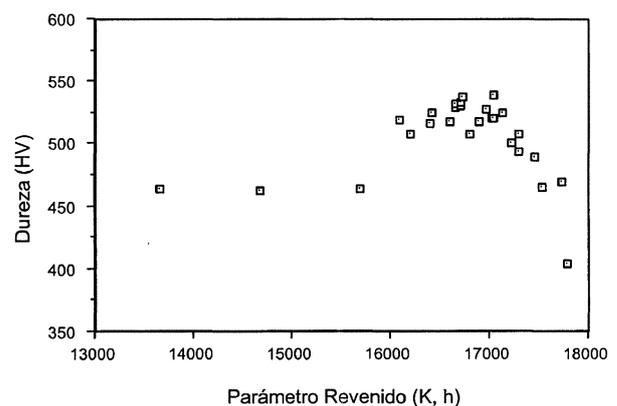


Figura 3. Variación de la dureza Vickers de los cilindros con el parámetro de revenido.

Figure 3. Vickers hardness evolution with the tempering parameter.

tamiento a compresión de estos aceros: nunca se alcanzó la carga de rotura a compresión de las pro-

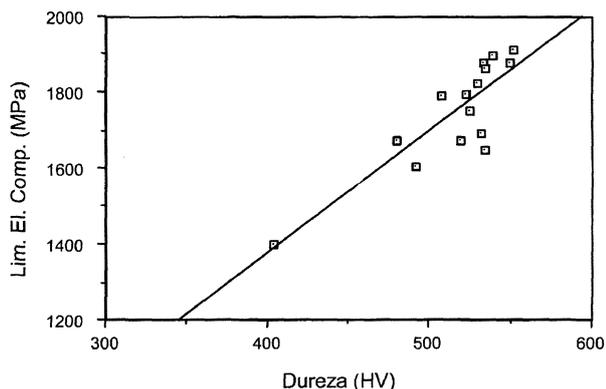


Figura 4. Relación entre la dureza y el límite elástico a compresión.

Figure 4. Hardness-compression yield strength relationship.

betas ensayadas, habiéndose detenido los ensayos al alcanzar el límite de carga de la máquina de ensayos utilizada ($F = 100$ kN) que, a su vez, correspondía aproximadamente con una deformación plástica a compresión superior al 30 %. Es decir, una tensión aparente aplicada (F/S_0) mayor de 3.350 MPa (tensión verdadera, $F/S > 2.200$ MPa), siendo F la fuerza aplicada y S_0 y S el área transversal inicial y final de la probeta.

3.3. Ensayos de fractura

Los ensayos de determinación de la tenacidad a la fractura de todos estos productos proporcionaron gráficos completamente lineales (comportamiento elástico-lineal), estados de deformación plana, de tal forma que la grieta se propagó siempre de manera inestable al alcanzar la carga máxima, sin que nunca se constataran avances de grieta durante el proceso de carga. El aspecto de la superficie de fractura fue siempre frágil (rotura por clivaje). De este modo, se pudo determinar en todos los casos el parámetro K_{Ic} .

La figura 5 da cuenta de la variación de este parámetro con la dureza del material, reflejando un claro descenso lineal de la tenacidad a la fractura al incrementar la dureza del producto.

3.4. Ensayos de desgaste

En la figura 6 se muestran los resultados obtenidos en las pruebas de desgaste adhesivo realizadas sobre probetas de acero de cilindros de apoyo, en las que se ha variado tanto la composición química (siempre dentro de los límites de la Tabla I), como el tratamiento térmico de revenido, que se han se-

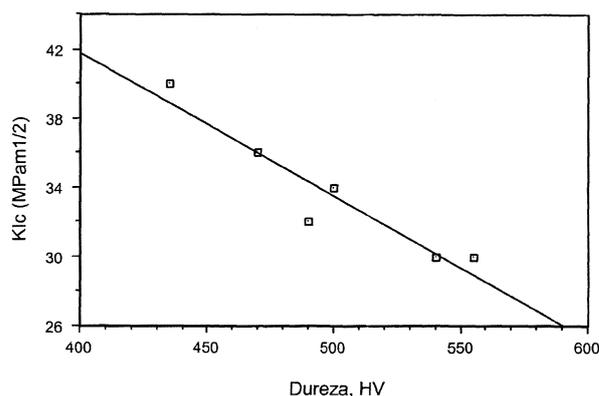


Figura 5. Evolución de la tenacidad a la fractura, K_{Ic} , de los cilindros de apoyo con la dureza del producto.

Figure 5. Fracture toughness, K_{Ic} , variation with the product hardness.

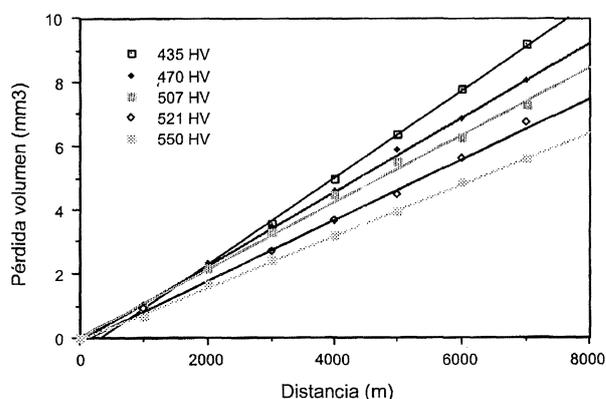


Figura 6. Resistencia al desgaste: pérdida de volumen frente a distancia deslizada.

Figure 6. Wear resistance: volume loss against sliding distance.

leccionado para obtener, de este modo, diferentes valores de dureza. Con el fin de convertir la pérdida de peso en pérdida de volumen se tomó como densidad del acero $7,83$ g/cm³.

Debe destacarse, por un lado, que se han obtenido unos gráficos muy lineales y, por otro que, como era previsible, se ha encontrado una manifiesta relación directa entre la resistencia al desgaste y la dureza de estos productos, tal y como se pone de manifiesto en la figura 7. Para el cálculo del coeficiente de desgaste (adimensional), k , se aplicó la siguiente fórmula:

$$V / l = k (P / H) \quad (1)$$

V / l es el volumen de material perdido por unidad de distancia deslizada, P es la fuerza normal aplicada y H , la dureza del acero. Resulta, así, un

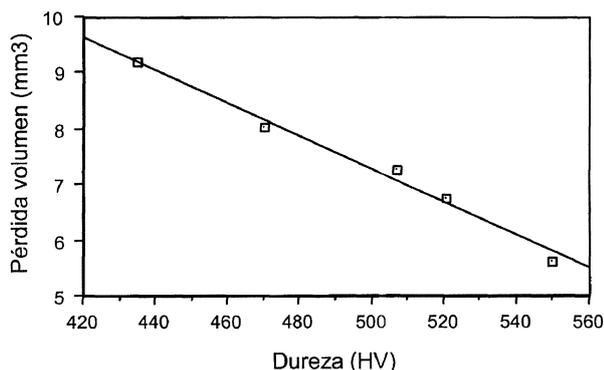


Figura 7. Pérdida de volumen al final del ensayo ($l = 7.000$ m) frente a la dureza del producto.

Figure 7. Volume loss at the end of the test ($l = 7000$ m) against product hardness.

coeficiente de desgaste adimensional de $6,5 \cdot 10^{-5}$. Una vez cuantificado este coeficiente, resulta ya posible prever la variación de volumen (de peso o espesor) por unidad de distancia deslizada de esta gama de aceros bajo cualquier carga normal y para cualquier dureza del producto.

Tras observación, en el microscopio electrónico de barrido, de las superficies de las probetas después de los correspondientes ensayos de desgaste, se pudo verificar el micromecanismo de daño operativo. La pérdida de peso reflejada en estos ensayos ha sido motivada, siempre, por un micromecanismo de fallo dúctil, que consiste en una fuerte deformación plástica a compresión de la superficie de contacto, que termina generando una extrusión laminar en la región de salida del contacto de los dos cuerpos (sentido de avance del cuerpo móvil), un fuerte adelgazamiento local y, finalmente, el desprendimiento de pequeñas partículas, tal y como puede observarse en la figura 8. La elevada ductilidad reflejada en estos ensayos no debe sorprendernos, ya que en los ensayos de compresión uniaxial ya habíamos puesto de manifiesto que a pesar de haber superado una deformación del 30 %, en ningún caso se había alcanzado la rotura de las probetas. Conocidos el micromecanismo de fallo por desgaste descrito y el comportamiento mecánico a compresión de estos aceros (Fig. 4), se puede indicar que un aumento de la dureza supone un incremento proporcional del límite elástico a compresión o, lo que es lo mismo, una disminución de la deformación plástica inducida bajo una carga normal aplicada cualquiera, lo que redundará en un mejor comportamiento ante la sollicitación de desgaste descrita.

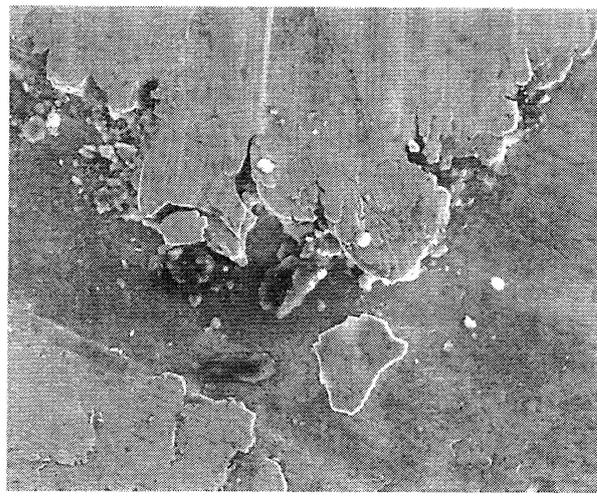


Figura 8. Micromecanismo de fallo del material en los ensayos de desgaste.

Figure 8. Material failure micromechanism in wear tests.

4. CONSIDERACIONES PRÁCTICAS DE UTILIZACIÓN

4.1. Resistencia al desgaste y tenacidad

Las propiedades tecnológicas fundamentales, a la hora de elaborar las tablas de los cilindros de apoyo de los trenes de bandas, son una alta resistencia al desgaste y un buen comportamiento frente a las fuertes tensiones de contacto que se desarrollan durante la laminación entre el cilindro de apoyo y el de trabajo. Es decir, una alta resistencia al endurecimiento por deformación plástica y a la iniciación y crecimiento de grietas mediante mecanismos de fatiga, que podrían eventualmente conducir al desconche del cilindro.

Para obtener cilindros de apoyo, con mejores características frente a los fenómenos de desgaste, y conseguir, de este modo, incrementar la productividad, es decir, laminar un mayor número de toneladas por mm de radio desgastado, es necesario fabricar productos de mayor dureza, para lo que se exige utilizar calidades más aleadas y aprovechar al máximo el fenómeno de endurecimiento secundario que tiene lugar en el revenido de estos aceros. Estas calidades, más duras, son las que también tienen mayor límite elástico a compresión y, por tanto, serán, también, altamente resistentes a la nucleación de grietas subsuperficiales en la región de contacto cilindro de trabajo/cilindro de apoyo. Sin embargo, estas calidades muy duras son, también, menos tenaces (se ha obtenido una relación lineal inversa entre la dureza y la tenacidad a la fractura)

y, a su vez, más susceptibles de agrietamiento ante situaciones de concentración de tensión (concentradores microestructurales ligados, por ejemplo, a la existencia de inclusiones no metálicas o microrechupes) o ante sobrecargas u otros incidentes (mal alineamiento de los cilindros, refrigeración deficiente, rotura de la banda, etc.) susceptibles de tener lugar en el tren de laminación durante su servicio. Por todo ello, cuando el control operativo del tren y las operaciones de mantenimiento que se ejercen no sean plenamente satisfactorias, resultaría aconsejable emplear grados de acero menos duros pero que aseguren una mayor tenacidad, con el fin de evitar fallos catastróficos en servicio.

4.2. Austenita retenida

Otro aspecto importante a considerar en la elaboración de estos grandes elementos mecánicos es evitar, dentro de lo posible, la presencia de concentradores de tensión microestructurales (inclusiones no metálicas, microrechupes u otras regiones que posean propiedades mecánicas muy diferentes a las de la fase matriz). A este respecto, debe prestarse especial cuidado en la eliminación completa de la austenita retenida o residual, que como se vio puede eliminarse en el enfriamiento subsiguiente al tratamiento de revenido. De cualquier manera, la transformación de la austenita residual en martensita (enfriamiento rápido) o bainita (enfriamiento más lento), implica un apreciable aumento de volumen, que generará tensiones residuales locales de compresión, rodeadas de otras de tracción que, al modificar localmente el estado tensional imperante, sin duda afectarán al comportamiento en servicio del producto, a no ser que se eliminen en un segundo tratamiento de revenido.

5. CONCLUSIONES

La calidad de aceros al cromo, utilizados en la fabricación de cilindros de apoyo tratada mediante temple bainítico, experimenta un fuerte endurecimiento estructural (intensa precipitación de car-

buros) en el curso del tratamiento de revenido, que alcanza su valor máximo cuando se utilizan parámetros de revenido comprendidos entre 16.500 y 17.000.

El comportamiento mecánico a compresión de estos aceros es, siempre, muy dúctil, habiéndose determinado la existencia de una relación directa entre el límite elástico a compresión y la dureza de estos aceros. Por el contrario, el comportamiento mecánico en presencia de grietas es, siempre, frágil y se ha constatado una relación inversa entre la tenacidad a la fractura y la dureza de estos mismos productos.

También se ha determinado tanto el coeficiente adimensional de desgaste como el mecanismo de desgaste por deslizamiento operativo. La pérdida de peso en los ensayos de desgaste por deslizamiento tiene lugar mediante un micromecanismo de tipo dúctil, consistente en la producción de una amplia deformación plástica a compresión, seguida de un fuerte adelgazamiento local, que termina con la estricción y el desprendimiento de pequeñas partículas.

REFERENCIAS

- [1] F. SCANDELLA, S. ATAMERT y D.M. KNOWLES, *Mat. Sci. Technol.* 16 (2000) 491-500.
- [2] S. COX, *Proc. Conference Rolls 2000*, Birmingham, Reino Unido, 2000, pp. 126-132.
- [3] Y. OHKOMORI, C. SAKAE y Y. MURAKAMI, *Proc. Mechanical Working and Steel Processing Conference*, ISS, Vol. XXXVIII, 2000, pp. 723-729.
- [4] B.M. KAPADIA y K.W. MARSDEN, *Proc. 39 Mechanical Working and Steel Processing Conference*, ISS, Vol. XXXV, Indianapolis, E.E.U.U., 1997, pp. 349-386.
- [5] C. GASPARD, D. BATAZZI y A. VERMERS, *Proc. 39 Mechanical Working and Steel Processing Conference*, ISS, Vol. XXXV, Indianapolis, E.E.U.U., 1997, pp. 337-347.
- [6] J. GARCÍA, S. POVEDA, M. TORRE, F.J. BELZUNCE y A. MAMMERI, *Proc. 38th Rolling Seminar. Processes and rolled and coated products*, Florianópolis, Brasil, 2001.
- [7] A. MAMMERI, F.J. BELZUNCE, S. POVEDA, M. TORRE y J. GARCÍA, *Proc. 38th Rolling Seminar. Processes and rolled and coated products*, Florianópolis, Brasil, 2001.