

# SIMULACIÓN NUMÉRICA MICROESTRUCTURAL EN EL ESTUDIO DEL MAQUINADO DE ACEROS AL CARBONO RESULFURADOS

*Data de aceite: 02/06/2023*

**Pablo Alejandro Correa**

Universidad Tecnológica de Pereira

**Edwan Anderson Ariza**

Universidad Tecnológica de Pereira

**RESUMEN:** Las inclusiones de sulfuro de manganeso (MnS) son compuestos no metálicos formados en acero por la reacción entre azufre (S) y manganeso (Mn). La formación de inclusiones de MnS es esperada y deseada durante el proceso de manufactura de aceros en los que la maquinabilidad es una característica importante. Durante el mecanizado, estas inclusiones tienen un efecto de concentración de esfuerzos en el acero que facilita el rompimiento de la viruta. Este efecto está determinado por factores como el tamaño, la forma y la distribución de las inclusiones en la matriz metálica. Varios estudios experimentales han sido realizados para estudiar estos factores, sin embargo, no existen modelos numéricos consolidados sobre este tema. El presente trabajo estudió, mediante un modelo numérico computacional, la relación entre la microestructura de dos aceros para construcción mecánica (composición

base AISI 1045) y su maquinabilidad. El modelo numérico propuesto se enfocó en el estudio de los campos de esfuerzo generados en el acero durante los procesos de corte, considerando varios aspectos microestructurales (principalmente las inclusiones de MnS). Los esfuerzos resultantes se simularon con base en mediciones experimentales de las fuerzas de corte y de avance durante el torneado. Fue observada una buena correlación entre el modelo numérico y los resultados experimentales. El análisis numérico evidenció que las inclusiones actúan como concentradores de esfuerzos y que su morfología y distribución influyen en la maquinabilidad del material.

**PALABRAS CLAVE:** método de elementos finitos, acero resulfurado, inclusiones de MnS, campos de esfuerzo, mecanizado.

## MICROSTRUCTURAL NUMERICAL SIMULATION IN THE STUDY OF THE MACHINING OF RESULFURIZED CARBON STEELS

**ABSTRACT:** Manganese sulfide (MnS) inclusions are non-metallic compounds formed in steel by the reaction between sulfur (S) and manganese (Mn). The formation of

MnS inclusions is expected and desired during the manufacturing process of steels in which machinability is an important characteristic. During machining, such inclusions have a stress concentration effect on the steel that facilitates chip breaking. This effect is determined by factors such as the size and shape of the inclusions, and their distribution in the metal matrix. Several experimental studies have been carried out to study these factors, however, there are no consolidated numerical models on this subject. The present work studied, through a numerical model, the relationship between the microstructure of two steels for mechanical construction (AISI 1045 base composition) and their machinability. The proposed numerical model focused on the study of the stress fields generated in the steel during cutting processes, considering various microstructural aspects (mainly MnS inclusions). The resulting stresses were simulated based on experimental measurements of cutting and feed forces during turning. A good correlation between the numerical model and the experimental results was observed. The numerical analysis confirmed that the inclusions act as stress concentrators and that their morphology and distribution influence the machinability of the material.

**KEYWORDS:** finite element method, resulfurized steel, MnS inclusions, stress fields, machining.

## INTRODUCCIÓN

Los aceros resultados son aleaciones ferrosas con bajo y medio contenido de carbono (0.15-0.45 %C, en peso) con adiciones de azufre (0.12-0.6 %S, en peso). Mediante la adición de manganeso (1.1-1.5 %Mn, en peso) se promueve la formación de inclusiones no metálicas de sulfuro de manganeso (MnS) con el fin de facilitar la remoción de material durante el maquinado, permitiendo la obtención de mayores tasas de remoción de material, mejor acabado superficial, menor consumo de energía y la extensión de la vida útil de la herramienta de corte [1,2]. Estos aceros son comúnmente utilizados en la fabricación de partes automotrices como ejes, pasadores y tuercas. Dado que el costo de producción de un acero resultado es mayor que el acero correspondiente con bajo contenido de carbono, es necesaria una considerable reducción en los costos de maquinado. El aumento en las velocidades de corte respecto de las contrapartes de bajo azufre puede ser hasta de 100% [2]. Por otra parte, la presencia de inclusiones de MnS puede afectar negativamente varias propiedades mecánicas como la resistencia, la dureza, la corrosión, la soldabilidad y la tenacidad fractura [1,2,3]. Durante la producción del acero es posible controlar la morfología (forma, tamaño y distribución) de las inclusiones de MnS, la cual es influenciada por el proceso de desoxidación del acero fundido antes del vaciado de los lingotes y por los subsecuentes procesos de laminado en caliente [1,2]. Aunque existe una gran variedad de aceros resultados, los aceros con bajo contenido de carbono son la categoría comercial con mayor volumen de producción [2].

El uso del acero en diferentes condiciones industriales también es posible mediante la obtención de componentes, utilizando procesos de fabricación como la conformación mecánica y el mecanizado. El mecanizado es un proceso fundamental, y gran parte de

los costes relacionados con la fabricación están asociados a él. En los Estados Unidos, el costo anual relacionado con la remoción de material se ha estimado en alrededor del 10% del producto interno bruto [2]. Por tanto, el estudio de estos procesos es de gran importancia tanto desde el punto de vista científico como tecnológico.

El desarrollo de procesos de mecanizado en el ámbito industrial se ha realizado, en la mayoría de los casos, de forma experimental a partir de procedimientos empíricos, que resultan costosos. El modelado numérico de procesos de mecanizado se ha convertido en una herramienta importante, ya que a través de su uso se pueden reducir significativamente los tiempos y costos involucrados en el análisis. Desde el inicio de su uso, la modelización para el estudio de procesos de mecanizado se ha realizado en varios trabajos para mejorar las técnicas de análisis e incluir la mayoría de las variables que intervienen en el proceso [3]. El rango de tamaño de las inclusiones presentes en el acero es de micrometros. Sin embargo, pueden tener un efecto significativo en las propiedades en escala macro durante el procesamiento. Por lo tanto, se requiere modelar a microescala para comprender el comportamiento de las inclusiones en una matriz de acero [3].

Este trabajo tiene como objetivo principal investigar la maquinabilidad, en términos de un menor consumo energético, de aceros al carbono resulturados, mediante el uso del método de los elementos finitos (MEF). Se buscó la construcción de un modelo numérico computacional que permitiera relacionar la microestructura de dos aceros de composición química nominal AISI 1045 Y AISI 1145 con los campos de esfuerzo debidos a las inclusiones de MnS, durante el proceso de torneado. Los resultados numéricos fueron correlacionados con datos experimentales para la validación del modelo.

## **PLANTEAMIENTO DEL PROBLEMA Y JUSTIFICACIÓN**

La manufactura es una parte importante del sector industrial y juega un papel vital en la economía mundial. Mientras que el sector industrial representa alrededor del 31% del consumo total de energía, la manufactura representa alrededor del 60% del consumo de energía en el sector industrial [4]. En términos generales la manufactura convierte las materias primas en productos, utilizando energía eléctrica al mismo tiempo que genera desechos y emisiones. Dado que los recursos de energía eléctrica son generados predominantemente a través de la quema de combustibles fósiles, el consumo de energía eléctrica en la manufactura genera huellas de carbono. Por esta razón, existe una necesidad urgente de reducir el consumo de energía en la manufactura para reducir las emisiones CO<sub>2</sub>.

El mecanizado es un grupo importante de procesos de fabricación, y la reducción del consumo energético en estos procesos es fundamental para la reducción de emisiones contaminantes. Los procesos de mecanizado son técnicas de conformado mecánico de

alta precisión, sin embargo, son costosos y deben satisfacer exigentes criterios tanto de productividad, seguridad y gasto energético [5]. Estos aspectos son afectados por la vida útil de la herramienta, la cual determinará la calidad y la integridad de la superficie de la pieza mecanizada, el número de piezas fabricadas y la potencia consumida durante el maquinado. A pesar de su importancia, la vida de la herramienta solo puede medirse indirectamente al monitorear una curva de desgaste, la cual depende de las condiciones de corte y el criterio utilizado como fin de vida útil. El modelo de Taylor [6] fue el primero en relacionar la vida útil del filo de la herramienta de corte y las condiciones de corte. Este modelo permitía caracterizar la vida de la herramienta utilizando los parámetros de corte, el tipo de material y la geometría de la herramienta (radio, preparación del filo, rompevirutas). Sin embargo, existen una gran cantidad de factores del material (rugosidad, dureza superficial, esfuerzos residuales) como del proceso (condiciones de corte, material de la herramienta, geometría de la herramienta, rigidez de la máquina) que afectan la capacidad de corte de las herramientas [5].

Con el fin de obtener mejoras en los procesos de corte han sido propuestas modificaciones en la composición química de los aceros para maquinado, las cuales dieron origen a los aceros de libre mecanizado. Estos son aceros al carbono con aditivos como S, Pb, Sn, Se, Te o Bi, que se agregan para mejorar la maquinabilidad. Los aceros de libre mecanizado contribuyen significativamente a la reducción de costos de maquinado con fuerzas de corte más bajas y mayor vida útil de la herramienta [5,2]. Sus principales ventajas son las virutas cortas y la reducción de la longitud de contacto entre la viruta y la herramienta, lo cual reduce a su vez la fricción, el calor disipado, el desgaste de herramientas, y el consumo de energía. Los aceros de corte libre pueden dividirse en cuatro subtipos principales [5]: con plomo (Pb), resulturado (S), refosforado (P) y resulturado (P+S), y súper (Te + Se + Bi). A continuación, se mencionan algunos de los aspectos principales relacionados con el maquinado de los aceros resulturados del tipo (S), los cuales forman principalmente inclusiones de sulfuro de manganeso (MnS).

Las inclusiones de sulfuro de manganeso (MnS) se forman por la reacción entre el azufre (S) y el manganeso (Mn). El azufre presente en el acero proviene principalmente del coque [7]. Por otra parte, el manganeso se utiliza como elemento de aleación, ya que mejora algunas de las propiedades mecánicas del acero, como la resistencia mecánica y la dureza, y principalmente por su efecto desulfurante, que inhibe la formación de inclusiones tipo FeS, que son más dañinas que las de MnS. El manganeso se especifica generalmente en contenidos que varían entre 0,10 y 0,23% en aceros al carbono y hasta 1,65% en aceros resulturados [7,8]. Hay varios aspectos importantes de las inclusiones que deben considerarse al evaluar su influencia en las propiedades mecánicas de los aceros, como el tamaño, la distribución y la morfología. Estos aspectos están directamente relacionados con el proceso utilizado para la producción de acero [2].

Durante el mecanizado, las inclusiones de MnS cumplen tres funciones [1,9]:

(a) inducen concentraciones de esfuerzos en el material que se deforma, reduciendo el consumo de energía para el corte y facilitando la fractura de la viruta; (b) disminuyen la adhesión entre la viruta y la herramienta; y (c) sirven como barreras para la difusión. Estas funciones dependen de la manera en que las inclusiones de MnS se deforman durante el mecanizado. Es decir, si las inclusiones de MnS se deformaran durante el mecanizado tanto como la matriz de acero, el flujo plástico sería homogéneo durante el proceso. En esta situación, la concentración de esfuerzos debida a las inclusiones sería mínima, y debida exclusivamente a las diferencias en las constantes elásticas de la matriz y de la inclusión [1]. En el caso de inclusiones de MnS que no se deformen, la fracción volumétrica de MnS en la interfaz herramienta-viruta será baja debido a la deformación de inclusión inducida durante el proceso de corte. En este sentido las inclusiones de MnS disminuirán su capacidad de reducir la restricción de flujo en esa superficie, por una parte, y su capacidad como barreras para la difusión, por otra.

## OBJETIVOS

El objetivo de este trabajo tiene como objetivo principal investigar la maquinabilidad, en términos de un menor consumo energético, de aceros al carbono resulturados, mediante el uso del método de los elementos finitos (MEF).

Los objetivos específicos están orientados a:

Investigar el efecto concentrador de esfuerzo de las inclusiones de MnS, en función de sus propiedades mecánicas de elasticidad y su factor de forma.

Mejorar el entendimiento de los mecanismos de deformación de las inclusiones de MnS en la zona de cizallamiento mediante simulación numérica computacional

Investigar el efecto de las interacciones entre campos de esfuerzo generados entre los microconstituyentes de los aceros estudiados: inclusión/matriz e inclusión/ferrita/perlita.

## MATERIALES Y MÉTODOS

Para este trabajo fueron utilizados dos aceros tipo AISI 1045 Y AISI 1145, cada uno con diferente contenido de azufre en su composición química. La Tabla 1 presenta las composiciones químicas nominales de los aceros estudiados.

ACERO	%C	%Si	%Mn	%P	%S	%Cr	%Ni	%Mo
1045	0.43-0.5	0.15-0.35	0.6-0.9	0.04 máx.	0.05 máx.	0-0.2	0-0.25	0.06
1145	0.43-0.5	0.15-0.35	0.6-0.9	0.04 máx.	0.05-0.1	0-0.2	0-0.25	0.06

**Tabla 1.** Composición química nominal de los aceros estudiados. [7]

Los métodos aquí presentados están divididos en dos categorías principales: los procedimientos experimentales y el modelo numérico. Los métodos experimentales

incluyeron caracterizaciones microestructurales por microscopía óptica y microscopía electrónica de barrido; caracterización mecánica (dinámica) por barra de Hopkinson y ensayos de doblamiento; y la medición de fuerzas de corte mediante galgas extensiométricas.

### **Caraterización microestructural**

Las muestras de los aceros fueron lijadas y pulidas para posterior ataque químico. Fue utilizado el reactivo tipo Nital (3%) para el revelado de las microestructuras. La caracterización microestructural fue realizada tanto en las secciones longitudinales como transversales de los materiales estudiados. Fueron analizadas un mínimo de 50 regiones en las imágenes obtenidas, con el fin de tener representatividad estadística de los resultados.

Un microscópico óptico Olympus equipado con el sistema digital de adquisición de imágenes Leica-Qwin, fue utilizado para la digitalización de las microestructuras. Fue determinada la fracción volumétrica de perlita por medio de la técnica de estereología cuantitativa, basada en la identificación, caracterización y cuantificación relativa de las fases presentes en las micrografías digitalizadas. Esta técnica también fue utilizada para determinar la proporción entre la fase matriz de acero y la segunda fase (inclusiones de MnS). Mediante microscopía electrónica de barrido, utilizando un microscopio Philips tipo XL-30, fueron caracterizadas las microestructuras para la estimación de la composición química de las fases y para la observación de su comportamiento mecánico a partir de ensayos de doblamiento.

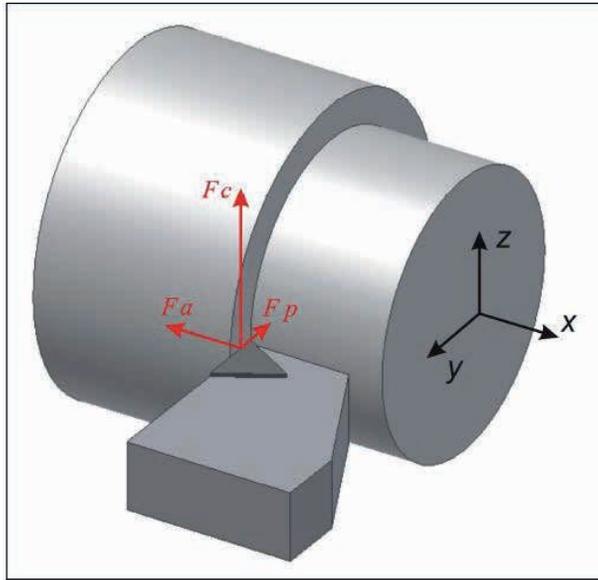
### **Caracterización mecánica (dinámica)**

Debido a que las tasas de deformación generadas durante el maquinado son del orden de  $10^4 \text{ s}^{-1}$  [2] es importante la caracterización mecánica (dinámica) del material para la validación del modelo numérico. La caracterización dinámica de los materiales fue realizada mediante un ensayo de barra de Hopkinson. Los detalles del ensayo pueden ser consultados en Kolsky [10]. Fueron ensayados cuerpos de prueba obtenidos de secciones transversales y longitudinales de los dos materiales. Dos valores promedio de la tasa de deformación fueron utilizados en los ensayos:  $1000$  y  $2400 \text{ s}^{-1}$ , obtenidos indirectamente mediante dos presiones de impacto calibradas en la pistola neumática, usando  $200 \text{ kPa}$  y  $400 \text{ kPa}$  (2 y 4 bares), respectivamente. Los cuerpos de prueba fueron fabricados en forma de anillos con  $2 \text{ mm}$  de espesor y diámetros interior y exterior de  $9$  y  $10 \text{ mm}$ , respectivamente. Los resultados experimentales obtenidos de los ensayos de barra de Hopkinson fueron utilizados para el modelado numérico de la matriz homogénea para condiciones de altas tasas de deformación y para la discusión de la deformación plástica de las fases.

### **Medición de las fuerzas de corte en torneado**

Fueron evaluadas las fuerzas de corte durante el torneado de los dos materiales y los resultados de estas mediciones fueron utilizados para determinar los esfuerzos aplicados en los modelos numéricos. La Figura 1 muestra una representación esquemática

del proceso de torneado, indicando las direcciones de las fuerzas de corte: fuerza de corte ( $F_c$ ), fuerza de avance ( $F_a$ ) y fuerza pasiva ( $F_p$ ).



**Figura 1.** Representación esquemática del proceso de torneado.

Mediante galgas extensiométricas adaptadas a un porta-herramientas fueron medidas la fuerza de corte ( $F_c$ ) y la fuerza de avance ( $F_a$ ) durante los ensayos de torneado. Fue utilizado un dinamómetro en contacto con el porta-herramientas instrumentado para su calibración. La adquisición de datos fue realizada mediante una tarjeta tipo ADS 2000 y procesados mediante el software Aqdados (Lynx Electrónica Ltda.). La tasa de adquisición fue de 5000 Hz, con un tiempo de adquisición entre 3 y 5 s, utilizando filtros para el ajuste de sensibilidad de los canales (calibración con dinamómetro).

Fue utilizado un torno universal ROMI 30, con una herramienta plana de carburo de tungsteno (TPNM 160304), con ángulos de salida y de incidencia de  $+4^\circ$  y  $7^\circ$ , respectivamente. No fue utilizado fluido de corte en los ensayos. Los cuerpos de prueba cilíndricos de 50 mm de diámetro y 150 mm de longitud fueron fijados mediante 3 mordazas sin uso de contrapunto. Mediante el control de los parámetros de corte fueron mantenidas las condiciones de estado plano de deformación durante los ensayos [11]. Los parámetros de corte utilizados fueron: avance de 0.205 mm/rev. y profundidad de corte de 1 mm. Las velocidades de corte utilizadas fueron de 15, 50, 110 y 190 mm/s. Fueron realizadas cinco repeticiones para cada velocidad de corte.

### **Análisis numérico**

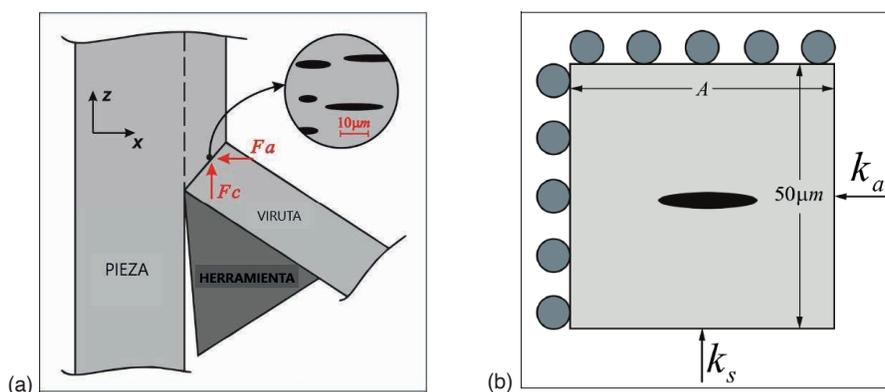
El análisis numérico planteado tuvo en cuenta los siguientes aspectos microestructurales: morfología y distribución de las inclusiones de MnS y fracción

volumétrica de perlita.

## Modelo microestructural (propiedades mecánicas y fuerzas de corte)

La Figura 2a muestra una representación esquemática del corte ortogonal y la localización de la región de material seleccionada para la construcción del modelo. La región seleccionada para el modelo tuvo un tamaño entre  $2500$  y  $4000 \mu\text{m}^2$  en las inmediaciones del plano de corte en torneado ortogonal. Fue asumido que la región analizada aún no ha sufrido deformación y el instante considerado es del inicio de la deformación de la región.

Para el modelo numérico (Figura 2b), inicialmente se investigó la relación entre los campos de esfuerzo generados por las inclusiones de MnS en una matriz homogénea de acero al carbono (AISI 1045), asumiendo un comportamiento homogéneo e isotrópico de las inclusiones y la matriz. La interface entre las inclusiones y la matriz metálica fue considerada continua. El módulo de elasticidad y el factor de forma de la inclusión fueron considerados variables para evaluar estos efectos. Las dimensiones de las inclusiones de MnS (longitud y espesor) utilizadas en los modelos se encuentran dentro del rango de tamaños encontrados en secciones longitudinales de las probetas, obtenidas mediante metalografía cuantitativa. En modelos posteriores las fases de ferrita y perlita fueron consideradas. La orientación de las inclusiones de MnS se asumió en la dirección de laminación del acero durante su proceso de fabricación (dirección *horizontal* en la Figura 2b). Las condiciones de frontera seleccionadas para el modelo permitieron el movimiento del grado de libertad 1 (dirección horizontal) para los nodos de la región superior y del grado de libertad 2 (dirección vertical) para los nodos de la región izquierda. Los *efectos de borde*<sup>1</sup> fueron asumidos en el modelo mediante la utilización de distancias suficientes entre los bordes y las inclusiones de MnS.



**Figura 2.** (a) Representación esquemática del proceso de corte ortogonal; (b) Modelo para el estudio numérico.

<sup>1</sup> Los *efectos de borde* son respuestas numéricas (gráficas) engañosas obtenidas al final de la etapa de análisis sobre el dominio de elementos finitos. Sucede cuando no existe una distancia suficiente entre los bordes del modelo y la característica geométrica de interés.

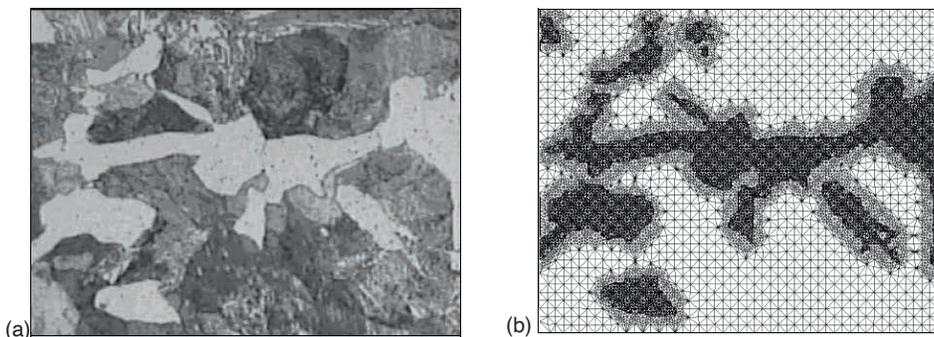
Debido a que el efecto concentrador de esfuerzos de las inclusiones tiene el mismo comportamiento bajo condiciones de carga biaxial y bajo condiciones de esfuerzo cortante [12], sólo se analizó el modelo bajo carga biaxial. Los esfuerzos aplicados al modelo fueron basados en las fuerzas de corte medidas en los ensayos de torneado. Dado que el modelo propuesto se basa en el modelo de corte ortogonal bidimensional, no se tuvo en cuenta el efecto de la fuerza pasiva. La carga del modelo se aplicó a través de dos esfuerzos correspondientes a las fuerzas mostradas en la figura 2a. Estos esfuerzos son indicados en la figura 2b:  $k_s$  (presión específica de corte) y  $k_a$  (presión específica de avance). Como la fuerza de avance suele ser la mitad de la fuerza vanguardia, se adoptó que  $k_a = \frac{1}{2} k_s$ .

La resistencia mecánica de los materiales aumenta localmente en la región de corte debido a las altas tasas de deformación generadas por el maquinado. Por esta razón, las propiedades mecánicas asignadas a las fases fueron análogas a aquellas medidas bajo condiciones dinámicas de impacto. En el modelo se consideró un comportamiento elástico para las inclusiones de MnS y un comportamiento elastoplástico ideal con endurecimiento lineal para la matriz. Los valores de resistencia mecánica de la matriz utilizados fueron obtenidos a partir de los ensayos de barra de Hopkinson, usando valores promedio a partir de aquellos medidos para las velocidades de deformación evaluadas (aproximadamente 1000 y 2400 s<sup>-1</sup>).

## Simulación numérica computacional

Las simulaciones numéricas de este trabajo fueron realizadas mediante el uso del software comercial de análisis por elementos finitos ABAQUS® [13]. Fueron utilizados los módulos del programa *CAE* y *Estándar*, este último encargado de realizar el análisis numérico utilizando un método general de integración implícita. El módulo *CAE* es la unidad de preprocesamiento que, por medio de una interface gráfica, permite la generación de la geometría del problema, asignar las propiedades de los materiales, las cargas y la malla de elementos finitos sobre el dominio analizado, con el fin de generar el *archivo de entrada* (\*.inp), para posterior análisis y el pos-procesamiento. El posprocesador es el entorno de visualización que opera en los archivos de salida (\*.odb) y permite la interpretación de los resultados valores numéricos a través de procedimientos de visualización gráfica. Por su parte, el software ABAQUS no incluye herramientas que permitan generar mallas a partir de las fases presentes en una micrografía. Para este propósito fue utilizado el software de acceso abierto OOF2 (versión 2.0.4)<sup>2</sup>, desarrollado en el Laboratorio de Ciencia de Materiales del Instituto Nacional de Estándares y Tecnología (*National Institute of Standards and Technology, NIST*) [14]. El uso de este software permite la generación de una malla de elementos finitos a partir de una microestructura, como presentado en la Figura 3.

<sup>2</sup> Disponible en: <http://www.ctcms.nist.gov/oof/oof2/>



**Figura 3.** Generación de una malla de elementos finitos a partir de una micrografía mediante el software OOF2. (a) micrografía de un acero AISI 1145: ferrita (blanco) y perlita (gris); (b) malla de elementos finitos correspondiente, delimitando la región ferrítica.

El software OOF2 permite identificar en la micrografía (Figura 3a) grupos de píxeles de colores similares y agruparlos bajo *categorías*, a las cuales se asignan elementos finitos (Figura 3b). Las categorías de píxeles son delimitadas por los contornos de las fases, ajustados mediante métodos iterativos en el software OOF2. El *archivo de entrada* generado (una malla de elementos finitos en archivo \*.inp), es importado al módulo CAE de ABAQUS® para asignar propiedades mecánicas (u otras) a las categorías de píxeles asignadas a grupos de elementos de la malla. Para la generación de la malla en OOF2 fueron seleccionados elementos finitos del tipo triangular y cuadrangular, con integración lineal y asumiendo deformación plana. Fueron refinadas principalmente las regiones cercanas a las fronteras entre las fases (Figura 3b), para evitar errores que pudieran afectar la convergencia de la solución numérica [13]. El número promedio de elementos en los modelos microestructurales varió entre 5000 y 28000.

## Casos simulados

Una vez calibrado el modelo, la distribución de esfuerzos en las fases en la microestructura del acero estudiado fue simulada en diferentes casos. A continuación, se detallan cada uno de los casos simulados evaluados.

**Caso 1: Esfuerzos en la matriz metálica inducidos por una inclusión alargada simplificada ( $a/b=5$ ) y una inclusión real.** El objetivo del primer caso de simulación fue evaluar la distribución del campo de esfuerzos y los valores máximos del esfuerzo generados por una inclusión simplificada y contrastarla con los resultados obtenidos de simulaciones idénticas con una inclusión de morfología real. En este caso fue simulada una inclusión elipsoidal con diámetros principales de 30  $\mu\text{m}$  por 5  $\mu\text{m}$ , localizada en el medio de una región de matriz de acero 1045, con ejes principales iguales a 50  $\mu\text{m}$  y 100  $\mu\text{m}$ . El valor del módulo de elasticidad de la inclusión fue 110 GPa y el módulo de elasticidad de la matriz metálica de acero fue 200 GPa.

**Caso 2: Esfuerzos debidos a la variación del módulo de elasticidad de una inclusión alargada simplificada ( $a/b=5$ ).** En algunos estudios encontrados en la literatura, las inclusiones han sido tratadas como espacios vacíos dentro de la matriz metálica [15]. En este caso de estudio fue simulada una inclusión elipsoidal ( $30\ \mu\text{m}$  por  $5\ \mu\text{m}$ ), localizada en el medio de una región de matriz de acero 1045 ( $50\ \mu\text{m}$  por  $100\ \mu\text{m}$ ), para lo cual, fue importante estudiar la influencia de las propiedades de la inclusión (módulo de elasticidad) en los resultados numéricos. Los valores utilizados para el módulo de elasticidad de inclusión fueron: 0 (vacío), 10, 40, 80, 120, 180 y 220 GPa. Para el módulo de elasticidad de la matriz metálica de acero fue considerado un valor constante de 200 GPa.

**Caso 3: Esfuerzos debidos a la variación del factor de forma de una inclusión simplificada.** En este caso se extendió el estudio del efecto del módulo de elasticidad para diferentes factores de forma. Para cada uno de los 7 módulos de elasticidad de la inclusión simulados en el caso anterior, se evaluaron los factores de forma ( $a/b$ ): 2.5, 3, 5, 6 y 10.

**Caso 4: Interacciones entre inclusiones reales alargadas ( $a/b \neq 1$ ).** Las interacciones (mecánicas/térmicas) entre las fases de un acero son complejas [16]. El tercer subgrupo de simulaciones tuvo como objetivo estudiar la interacción mecánica que ocurre entre los campos de esfuerzo generados por inclusiones reales, con distribución aleatoria, conforme observado en una microestructura real (inclusiones/matriz de acero).

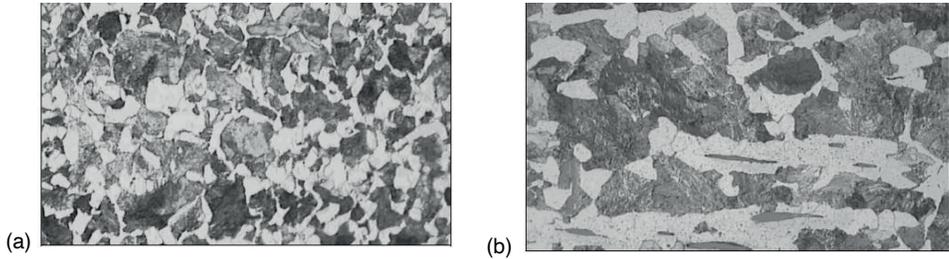
**Caso 5: Interacciones entre campos de esfuerzo en microestructura ferrita/perlita y ferrita/perlita/inclusiones.** Con el objetivo estudiar la interacción entre los campos de esfuerzo generados por las principales fases del acero AISI1145 (ferrita/perlita/MnS), el último subgrupo de simulaciones consistió en dos simulaciones. En la primera simulación se estudiaron las interacciones entre los campos de esfuerzo de la ferrita y la perlita, sin considerar la fase de MnS. En la segunda simulación se estudió la interacción mecánica de las inclusiones MnS con la ferrita y la perlita en la matriz.

## RESULTADOS Y DISCUSIÓN

### Caracterización microestructural

La Figura 4 muestra las micrografías de los aceros AISI 1045 (a) y 1145 (b) después de la preparación metalográfica. Mediante análisis de espectroscopia de rayos X de energía dispersiva fue posible confirmar que la composición química de las inclusiones corresponde a la fase de MnS. Mediante estereología cuantitativa, en las secciones longitudinales de los aceros, se determinó que las fracciones volumétricas de las inclusiones fueron aproximadamente 0.2% (1045) y 0.4% (1145). Ambos aceros presentaron aproximadamente las mismas fracciones volumétricas de ferrita y perlita. La longitud promedio de las inclusiones fue mayor en el acero 1145 ( $\approx 30\ \mu\text{m}$ ) que en el acero 1045 ( $\approx 22\ \mu\text{m}$ ). El espesor promedio de las inclusiones también fue mayor en el acero 1145

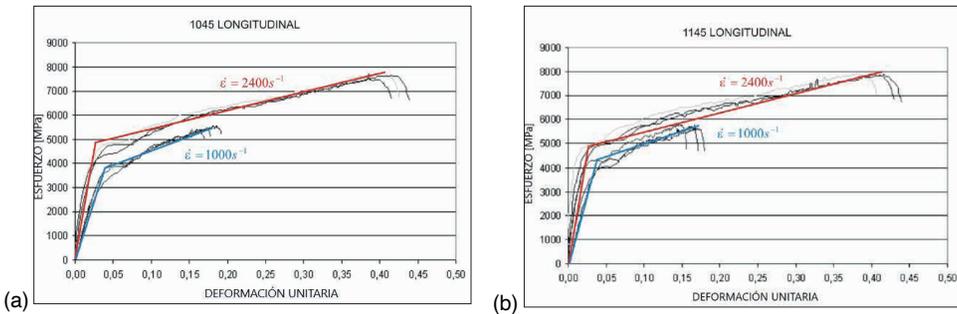
( $\approx 2.5 \mu\text{m}$ ) que en el acero 1045 ( $\approx 1.5 \mu\text{m}$ ).



**Figura 4.** Micrografías de las secciones longitudinales de los aceros (a) 1045 y (b) 1145.

### Caracterización mecánica (dinámica)

La Figura 5 muestra las curvas esfuerzo-deformación obtenidas mediante ensayos de barra Hopkinson en secciones longitudinales de aceros 1045 (Fig. 5a) y 1145 (Figura 5b).



**Figura 5.** Curvas de esfuerzo-deformación obtenidas en ensayos de barra de Hopkinson para los aceros estudiados.

Los resultados obtenidos muestran un comportamiento mecánico similar para ambos aceros, presentando altos valores de esfuerzo de fluencia alrededor de 4700 MPa y resistencia última de 7700 MPa, correspondientes a la mayor tasa de deformación evaluada ( $\dot{\epsilon} = 2400 \text{ s}^{-1}$ ). Debe notarse que estos valores son aproximadamente 15 veces mayores a aquellos obtenidos en ensayos cuasi-estáticos de tracción para un acero AISI 1045 laminado en caliente<sup>3</sup> (310 MPa y 565 MPa). No fueron obtenidas diferencias significativas entre los ensayos realizados en secciones transversales y longitudinales de los cuerpos de prueba. Esto indica que no hay una fuerte influencia de la anisotropía, ni de la variación del contenido de azufre, de los materiales ensayados usando la técnica de barra de Hopkinson para las tasas de deformación evaluadas.

3 Matweb. AISI 1045 Steel, hot rolled. Disponible em: <http://www.matweb.com/>. Consultado el 12 de marzo de 2023

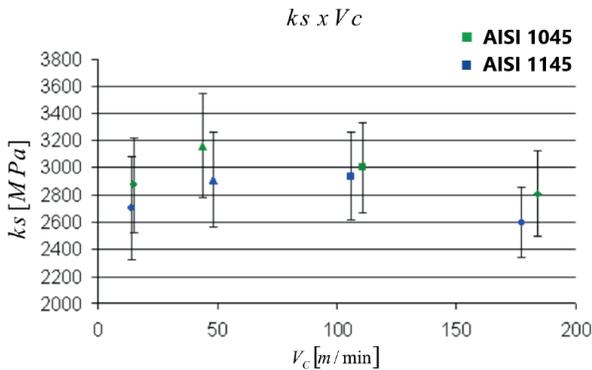
Los resultados experimentales obtenidos de los ensayos de barra de Hopkinson fueron utilizados para el modelado numérico de la matriz homogénea para condiciones de altas tasas de deformación y para la discusión de la deformación plástica de las fases en el modelo. Sin embargo, esta caracterización no fue posible para las fases individuales. Por esta razón, las propiedades mecánicas de los microconstituyentes en bajas tasas de deformación fueron utilizadas en modelos posteriores. La tabla 2 presenta las propiedades utilizadas en cada uno de los modelos.

	Módulo de elasticidad E [GPa]	Coefficiente de Poisson $\nu$	Esfuerzo de fluencia $\sigma_y$ [MPa]	deformación unitaria de fluencia $s_y$	Esfuerzo último $\sigma_u$ [MPa]	deformación unitaria última $s_u$	Referencia
<b>Matriz de acero AISI 1045</b>	200	0.3	4800	0.04	7700	0.4	Ensayo de Barra de Hopkinson
<b>Sulfuro de Manganeso (MnS)</b>	110	0.3	-	-	-	-	Vignal et. al. (2003); Juvonen (2004)
<b>Ferrita</b>	200	0.3	200	0.0015	290	0.02	Nygards, Gudmundson (2002)
<b>Perlita</b>	200	0.3	700	0.0045	980	0.02	Nygards, Gudmundson (2002)

**Tabla 2.** Propiedades mecánicas de los materiales utilizadas según el modelo numérico.

## Medición de las fuerzas de corte

Las probetas fueron torneadas en condiciones cercanas al corte ortogonal y estado de deformación plana y las fuerzas de corte se midieron durante el proceso. Durante las mediciones fue observado que la fuerza de avance (ver Figura 1) es aproximadamente la mitad de la fuerza de corte, mientras que la fuerza pasiva solo alcanza el 10% de la misma en condiciones de estado de deformación plana. La Figura 6 muestra la relación entre la presión de corte específica ( $k_s$ ) y la velocidad de corte ( $V_c$ ) para los aceros estudiados. Aunque la dispersión en las mediciones fue alta, se observa que los valores de  $k_s$  en el acero 1145 presentan una clara tendencia a ser menores que en el acero 1045.

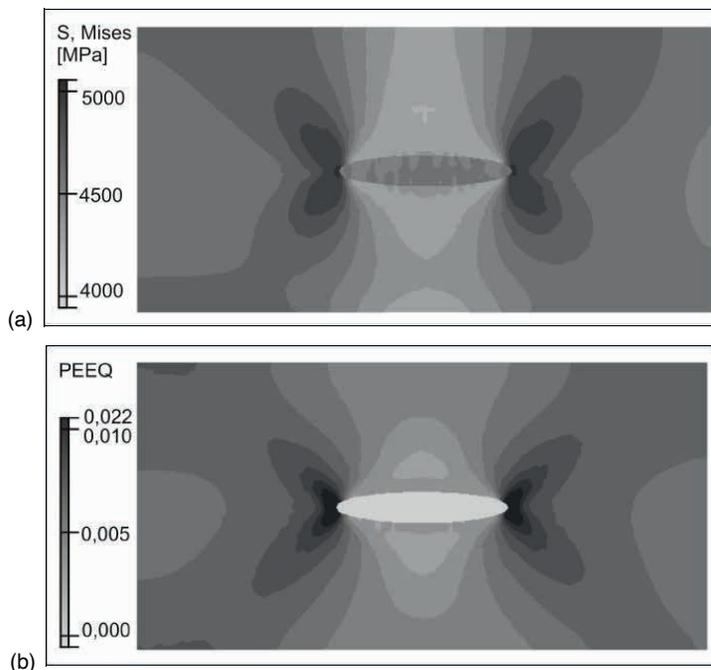


**Figura 6.** Resultados de la medición de presión específica de corte ( $k_s$ ) contra velocidad de corte ( $V_c$ ) en torneado.

En función de los resultados medidos de la fuerza de corte, para los modelos numéricos se eligió una carga que pudiera garantizar la deformación plástica de la matriz. Las presiones específicas de corte a ser utilizadas en los modelos numéricos fueron  $k_s = 10.000$  MPa y  $k_a = 5000$  MPa, con excepción de los casos en que se incluyó la interacción ferrita/perlita o ferrita/perlita/inclusión, para los cuales se utilizaron valores de  $k_s = 500$  MPa y  $k_a = 250$  MPa.

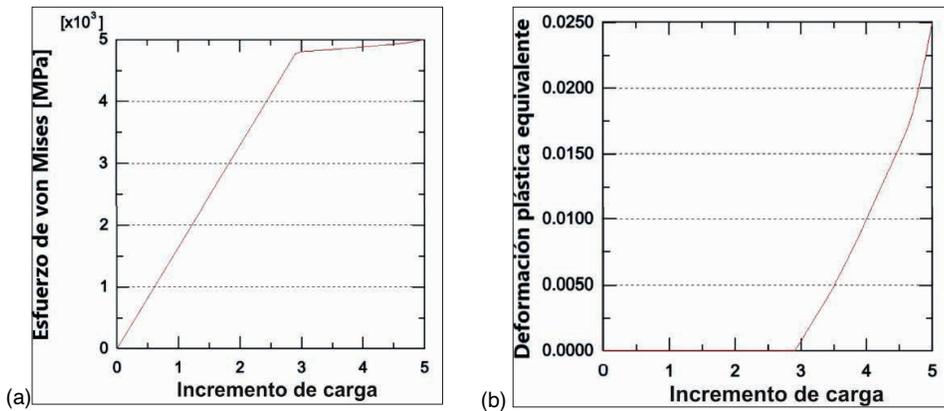
## Resultados numéricos

**Caso 1: Esfuerzos en la matriz metálica inducidos por una inclusión alargada simplificada ( $a/b=5$ ) y una inclusión real.** La Figura 7 presenta la distribución de esfuerzos de von Mises (Fig. 7a) y la deformación plástica equivalente (Fig. 7b) en la matriz de acero debida a la presencia de una inclusión alargada, con factor de forma igual a 5. Como ha sido señalado anteriormente [12], bajo condiciones de carga biaxial, la concentración de esfuerzo en la matriz de acero se produce en regiones próximas a las puntas de las inclusiones. Este efecto concentrador de esfuerzos fue confirmado mediante el modelo numérico y mostró un patrón de expansión en forma de “X”, donde las regiones de la matriz que se encuentran cerca del centro de las inclusiones están menos esforzadas.



**Figura 7.** Esfuerzos de von Mises (a) y deformación plástica equivalente (b) en la matriz de acero para una inclusión simplificada alargada (factor de forma,  $a/b=5$ ).

Se observa que en las regiones de mayor concentración de esfuerzo (regiones cercanas a la puntas de las inclusiones) se presentan los mayores valores numéricos, lo cual induce al inicio de la deformación plástica. Los gradientes de deformación muestran valores de hasta un 2.2% de deformación plástica de la matriz, valor para el cual se espera que ocurra la nucleación de grietas [17]. La Figura 8 muestra la evolución de los esfuerzos de von Mises (Fig. 8a) y de la deformación plástica equivalente (Fig. 8b) en función de los incrementos de carga en la región de la matriz cercana a las puntas de la inclusión, denominada como: “región crítica”. La región de la matriz cercana al centro de la inclusión será denominada: “región secundaria”.



**Figura 8.** Evolución de los esfuerzos de von Mises (a) y la deformación plástica equivalente (b) en la región crítica de la matriz de acero para una inclusión simplificada alargada (factor de forma,  $a/b=5$ ).

Puede observarse que el esfuerzo de von Mises (Fig. 8a) aumenta linealmente hasta aproximadamente el valor del esfuerzo de fluencia del material para altas tasas de deformación (4.8 GPa), donde ocurre una transición a otro comportamiento lineal con menor pendiente correspondiente al inicio de la deformación plástica (Fig. 8b). Esto indica que el comportamiento plástico de la matriz puede evaluarse adecuadamente usando el criterio de von Mises y presenta buena correlación con los datos experimentales.

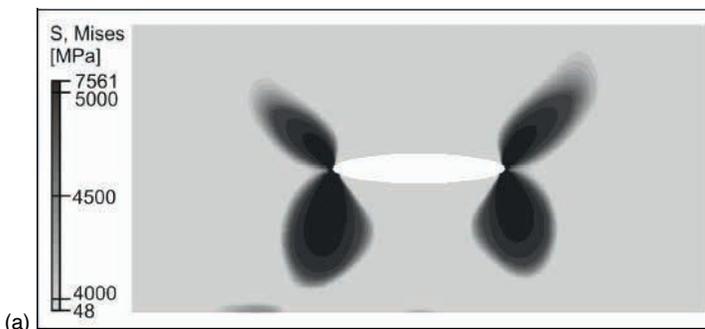
Los resultados de la simulación realizada para estudiar los efectos de la morfología real de la inclusión de MnS se muestran en la Figura 9. El campo de esfuerzos generado por una inclusión real en la matriz presenta algunas diferencias cuando se compara con la generada por una inclusión de morfología simplificada (Fig. 7a). Sin embargo, la característica fundamental del campo de esfuerzo, es decir, la concentración de esfuerzos en las regiones cercanas a las puntas de las inclusiones, con un patrón de expansión en forma de “X”, se conserva. También puede observarse la existencia de algunos microcampos de concentración de esfuerzos en la periferia de la inclusión. Estos microcampos son generados por las características morfológicas de menor escala de tamaño que la forma de la inclusión. Estos sitios pueden ser preferenciales para la nucleación de grietas en la matriz que pueden conducir a la ocurrencia de fractura en el interior de la inclusión [17], ya que también son puntos de alta concentración de esfuerzos.

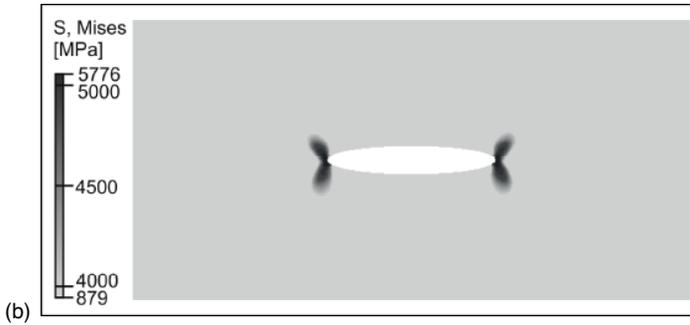


**Figura 9.** Esfuerzos de von Mises en la matriz de acero para una inclusión real (factor de forma,  $a/b=12$ ).

Los resultados numéricos de esta simulación mostraron que, a pesar de la existencia microcampos de esfuerzo en la periferia de la inclusión, la simplificación de su morfología es adecuada para el entendimiento de la expansión del campo de esfuerzos de principal interés (el patrón en forma de “X”). En simulaciones posteriores, se utilizaron otras inclusiones con morfologías simplificadas y reales para el estudio de su influencia e interacción en el campo de esfuerzos resultante en la matriz metálica.

**Caso 2: Esfuerzos debidos a la variación del módulo de elasticidad de una inclusión alargada simplificada ( $a/b=5$ ).** La Figura 10 muestra los esfuerzos de von Mises para dos módulos de elasticidad de inclusión: 0 GPa (Fig. 10a), es decir, considerando la inclusión como un vacío y 10 GPa (Fig. 10b). El módulo de elasticidad utilizado para la matriz de acero fue de 200 GPa. Pueden observarse grandes diferencias entre los campos de esfuerzo para pequeñas variaciones del módulo de elasticidad de la inclusión ( $\Delta E = 10$  GPa). Este resultado indica que el módulo de elasticidad de la inclusión no es un parámetro despreciable para las simulaciones numéricas. Comparaciones entre los valores del esfuerzo en la región crítica muestran que, en caso de considerar la inclusión como un vacío ( $E = 0$ ), los esfuerzos pueden ser hasta 30% superiores que en el caso del módulo de elasticidad de 10 GPa.





**Figura 10.** Esfuerzos de von Mises en la matriz de acero para dos módulos de elasticidad de una inclusión simplificada ( $a/b = 5$ ): (a) 0 GPa y (b) 10 GPa.

La Figura 11 muestra la evolución del esfuerzo de von Mises en la región crítica para diferentes valores del módulo de elasticidad de una inclusión alargada ( $a/b = 6$ ). Puede observarse que, para bajos valores del módulo de elasticidad de la inclusión, no solo el esfuerzo de fluencia se alcanza más rápidamente, sino que su valor aumenta más pronunciadamente. Así, un aumento en la rigidez de la inclusión reduce su efecto de concentración de esfuerzos. Para una inclusión de MnS ( $E = 110$  GPa) el crecimiento del esfuerzo después de la fluencia no es tan pronunciado. El resultado anterior es contrario al encontrado por Antretter y Fischer [12] y Bellor y Herzog [8] quienes concluyeron que inclusiones más rígidas generan una mayor concentración de esfuerzos en la matriz metálica.

**Caso 3: Esfuerzos debidos a la variación del factor de forma de una inclusión simplificada.** En la literatura, no parece haber consenso en cuanto a la influencia del factor forma de las inclusiones en el campo de esfuerzos de la matriz metálica. Algunos autores, como Rubenstein y Shaw [8] o Antretter y Fischer [12] han señalado que las inclusiones con mayor excentricidad generan una mayor concentración de esfuerzos en la matriz. Algunos otros como Boulger [8] o Kiessling y Alabama [8] indicaron que son las inclusiones globulares las que provocan una mayor concentración de esfuerzos y, por tanto, son más eficaces para mejorar la maquinabilidad de los materiales. La Figura 12 muestra la evolución del esfuerzo de von Mises en la región crítica debido a diferentes factores de forma para dos módulos de elasticidad de la inclusión: 10 GPa (Fig. 12a) y 120 GPa (Fig. 12b).

Es observado que, para bajos módulos de elasticidad de la inclusión, la mayor concentración de esfuerzo es causada por las inclusiones con menor factor de forma. Sin embargo, estas diferencias disminuyen para inclusiones más rígidas (Fig. 12b). Según lo indicado por estos resultados, las inclusiones de MnS ( $E = 110$  GPa) con factores de forma entre 2.5 y 10 no generarían variaciones tan grandes en el campo de esfuerzo de matriz (ver Fig. 12b). Sin embargo, la fractura al interior de las inclusiones puede presentar una gran influencia en la concentración de esfuerzos.

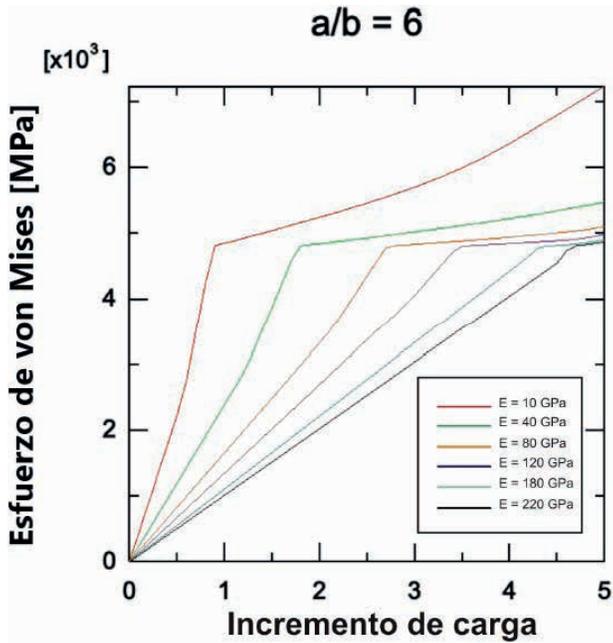


Figura 11. Esfuerzos de von Mises en la matriz de acero para varios módulos de elasticidad de una inclusión simplificada ( $a/b=6$ )

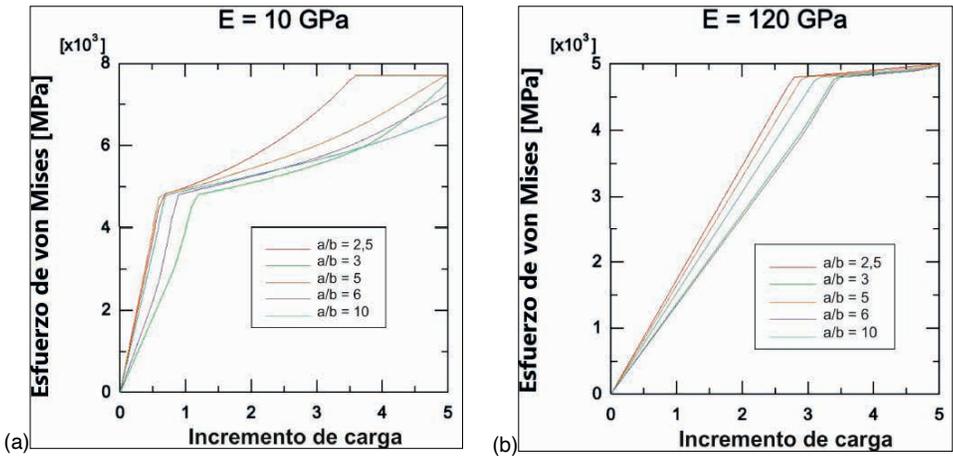
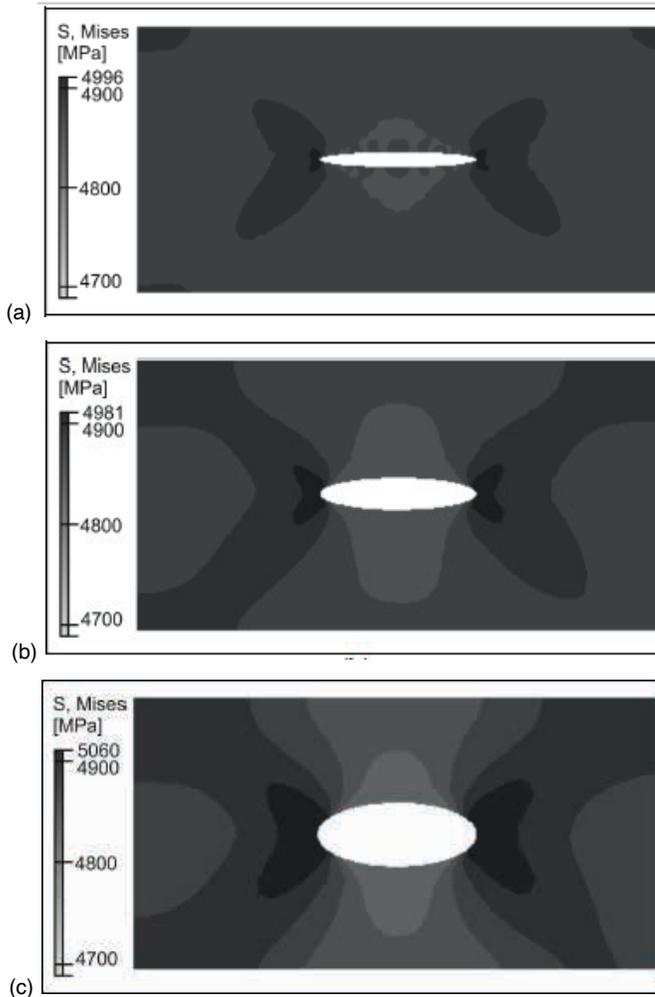


Figura 12. Esfuerzos de von Mises en la matriz de acero en función del factor de forma de una inclusión simplificada, para dos módulos de elasticidad de la inclusión: 10 GPa (a) y 120 GPa (b).

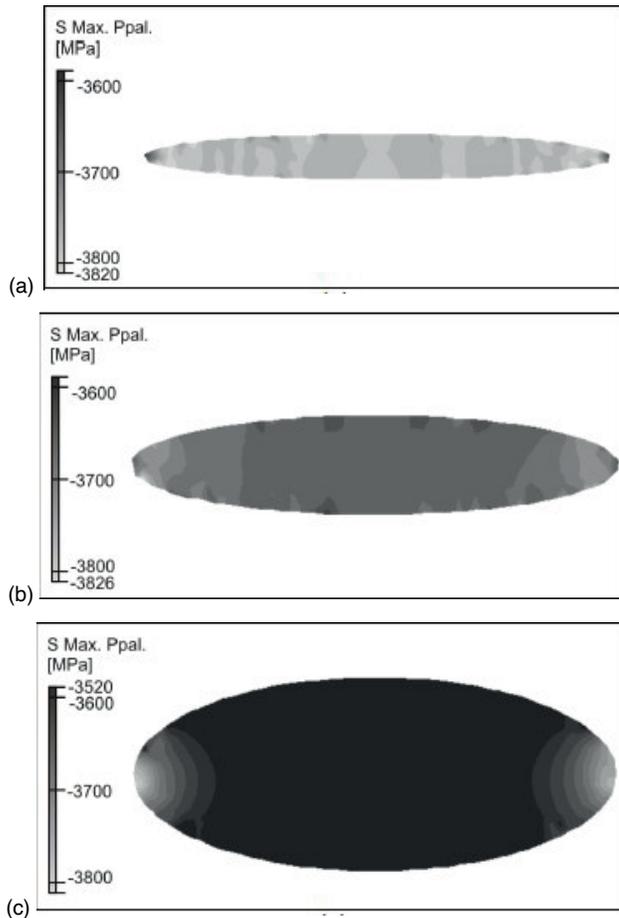
La Figura 13 muestra el campo de esfuerzos de von Mises alrededor de tres inclusiones de MnS con factores de forma ( $a/b$ ) de 10, 5 y 2.5.



**Figura 13.** Distribución del esfuerzo de von Mises en la matriz de acero debido inclusión de MnS ( $E = 110 \text{ GPa}$ ). Resultados para factores de forma de: (a) 10, (b) 5 y (c) 2.5.

El campo de esfuerzos se encuentra más ampliamente distribuido en el caso de inclusiones con menor factor de forma (Fig. 13c), indicando que son estas inclusiones las más críticas para la concentración de esfuerzos en la matriz. Sin embargo, las diferencias entre los máximos valores numéricos para los tres casos no son muy grandes. En este caso, la diferencia en los resultados de factores de forma entre 10 y 2.5 fue de sólo 64 MPa y por lo tanto el factor de forma de la inclusión puede no ser tan crítico en el efecto de concentración de esfuerzo como el módulo de elasticidad de la inclusión. Por otra parte, los resultados de caracterización microestructural muestran que son estadísticamente más representativas del fenómeno las inclusiones alargadas, debido a los procesos de laminación del material.

Como mencionado por Antretter y Fischer [12] es en la dirección del esfuerzo principal máximo que ocurre la propagación de grietas al interior de las inclusiones (en materiales comúnmente de comportamiento frágil). Además, mencionaron que la distribución de este esfuerzo al interior de la inclusión es uniforme y radial para valores de factor de forma de hasta 2, siendo que para valores mayores de este parámetro la distribución pierde su uniformidad. La Figura 14 muestra la distribución del esfuerzo principal máximo en el interior de tres inclusiones de MnS con factores de forma de 10, 5 y 2.5.

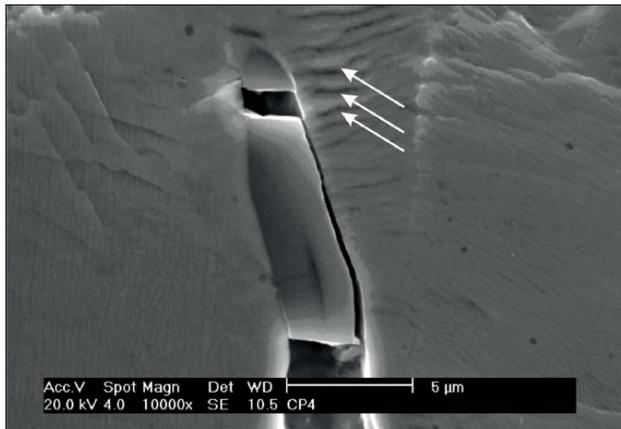


**Figura 14.** Distribución del esfuerzo principal máximo al interior de la inclusión de MnS ( $E = 110$  GPa). Resultados para factores de forma de: (a) 10, (b) 5 y (c) 2.5.

Los resultados numéricos parecen confirmar que las inclusiones con factores de forma inferiores a 2 muestran una distribución uniforme del esfuerzo (Fig. 14c). También se observa que la distribución de esfuerzos cambia al aumentar el factor de forma de la inclusión y, en el caso de una inclusión de menor espesor, la concentración de esfuerzos

se ubica en bandas transversales dentro de la misma (Fig. 14a). La concentración de esfuerzos en bandas transversales a lo largo inclusiones alargadas puede generar fractura, tanto en la interface inclusión/matriz como al interior de la inclusión. La Figura 15 muestra la ocurrencia de agrietamiento en la interface de una inclusión observada en un ensayo de baja tasa de deformación a temperatura ambiente. Los resultados muestran una gran acumulación de deformación plástica en las regiones cercanas a la fractura de inclusión (indicadas en la figura), que contrariamente a lo planteado por Kiessling y Lange [8], indica que la deformación plástica de la inclusión no siempre acompaña a la de la matriz. Puede afirmarse que, además del mecanismo de fractura sugerido por Vignal [17], la propagación de grietas en la matriz puede iniciar en los lugares donde hay fractura de la inclusión.

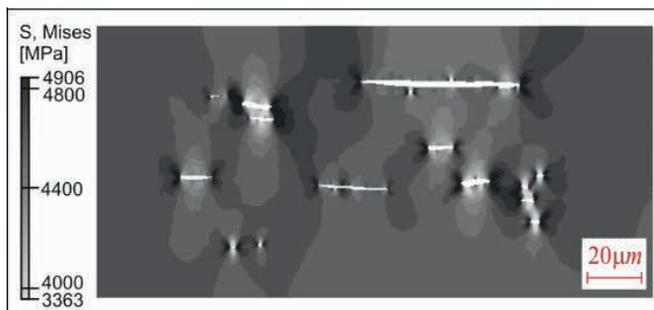
El trabajo realizado por Kishi y Eda [18] indica que el mecanismo de deformación de las inclusiones de MnS en el proceso de corte implica su fractura, separación de la matriz y posterior participación en el proceso de deformación de la matriz en la dirección del corte. Esto parece confirmarse en el trabajo de Kiessling y Lange [8], quienes establecieron que para altas tasas de deformación (como en el mecanizado) las inclusiones pueden conducir a la formación de grietas en la matriz. Los resultados numéricos de esta sección indican que la fractura en el interior de la inclusión puede ser una fuente importante de concentración de esfuerzos según el mecanismo descrito previamente. Esta concentración de esfuerzos puede causar la fragilización de la viruta aumentando así la maquinabilidad del material.



**Figura 15.** Agrietamiento al interior de una inclusión de MnS y en la interface inclusión/matriz durante un ensayo en baja tasa de deformación a temperatura ambiente obtenida por microscopía electrónica de barrido a 10000 X.

**Caso 4: Interacciones entre inclusiones reales alargadas ( $a/b \neq 1$ ).** La Figura 16 presenta los esfuerzos de von Mises en una microestructura real (inclusiones/matriz) del acero AISI 1145. Como puede observarse, inclusiones que se encuentran próximas generan interacciones entre sus campos de esfuerzo. Regiones de aglomeración de inclusiones (esquina superior izquierda y esquina inferior derecha), en las cuales las puntas de las

mismas se encuentren próximas, generará una mayor extensión del campo de esfuerzo y mayores valores del mismo. Puede también observarse que estas interacciones ocurren marcadamente cuando la distancia entre inclusiones dentro del aglomerado son menores que  $10\ \mu\text{m}$ . Es importante señalar que, como ha sido anotado anteriormente [12], estas distancias dependen tanto de la carga aplicada como de la naturaleza, factor de forma y distribución de las inclusiones en la matriz.

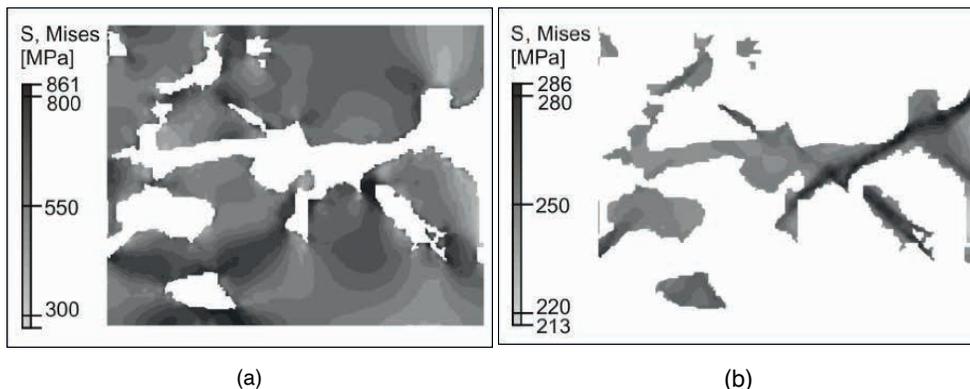


**Figura 16.** Esfuerzos de von Mises para una distribución real de inclusiones en el acero AISI 1145.

La influencia de las interacciones entre los campos de esfuerzos de inclusiones aglomeradas indica que la distribución de las inclusiones en la matriz está relacionada con la maquinabilidad del material y puede ser un factor preponderante. Para los aceros estudiados, aunque existen diferencias entre las distribuciones de inclusiones de MnS, estas diferencias son aleatorias y se pueden encontrar distribuciones similares en ambos aceros. Sin embargo, el acero 1145 tiene el doble de concentración de inclusiones (fracción volumétrica de 0.4%) que el acero 1045 (fracción volumétrica de 0.2%) y por esta razón existe una mayor probabilidad de interacción entre inclusiones en el maquinado del 1145, lo que se traduce como menores fuerzas de corte.

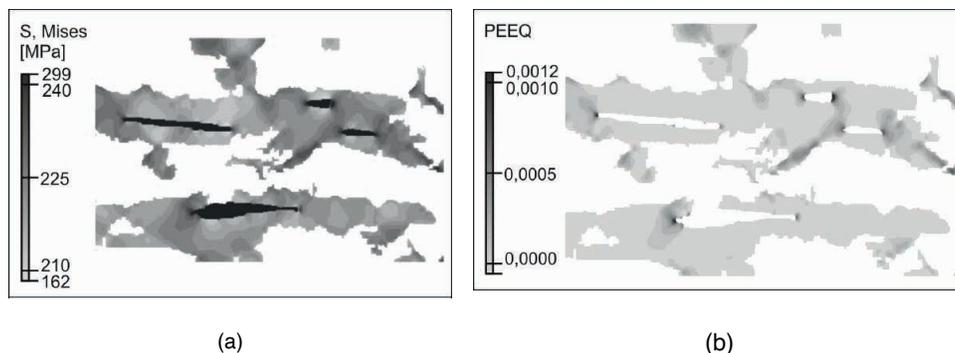
**Caso 5: Interacciones entre campos de esfuerzo en microestructura ferrita/perlita y ferrita/perlita/inclusiones.** Como se mencionó anteriormente, las propiedades de la fase ferrítica y de la perlita se obtuvieron en pruebas de tracción en condiciones cuasiestáticas [16] debido a las dificultades de caracterizar estas propiedades de manera dinámica. Por esta razón, las fuerzas utilizadas para este caso fueron menores que para los casos previamente analizados. Sin embargo, los resultados numéricos pueden extrapolarse cualitativamente para comprender el fenómeno de remoción de material por maquinado. Nygards y Gudmunson [16] indicaron que es la perlita la que experimenta mayores esfuerzos durante un proceso de deformación plástica, lo que se confirma en el presente estudio. La Figura 17 presenta el esfuerzo de von Mises para la perlita (Fig. 17a) y la ferrita (Fig. 17b) en la microestructura real del acero 1145. Los mayores valores de esfuerzo que presenta la perlita pueden ser explicados por su mayor rigidez en comparación con la ferrita. Además, el patrón de tensión en “X”, con ángulos cercanos a los  $45^\circ$ , se

observa principalmente en la fase ferrítica. Este patrón de esfuerzos en “X” también fue observado por los investigadores mencionados, quienes lo denominaron “bandas de corte”. Los resultados numéricos de deformación plástica equivalente indicaron que, como era esperado, el inicio de la deformación plástica ocurre en la fase de ferrita, en la dirección de las bandas de corte.



**Figura 17.** Esfuerzo de von Mises en una microestructura real (sin inclusiones) del acero AISI 1145 en: (a) perlita y (b) ferrita.

Las caracterizaciones microestructurales mostraron que la fase ferrítica es un lugar preferencial para la nucleación y crecimiento de las inclusiones de MnS. La Figura 18 presenta los resultados numéricos de esfuerzo de von mises (Fig. 18a) y deformación plástica equivalente (Fig. 18b) de una microestructura real de acero AISI 1145, con presencia de MnS, donde se observa la existencia del patrón de concentración de esfuerzo en “X” generado en las puntas de las inclusiones.



**Figura 18.** Resultados de la simulación numérica en la fase de ferrita de una microestructura real con inclusiones para el acero AISI 1145: (a) Esfuerzo de von Mises; (b) deformación plástica equivalente.

Las regiones de concentración de esfuerzos generada por las inclusiones de MnS en la fase ferrítica (Fig. 18a) funcionan como lugares preferenciales donde inicia la deformación plástica (Fig. 18b). De acuerdo con estos resultados, se espera que los principales responsables del efecto de fragilización de la viruta en la zona de corte sean los efectos surgidos de la concentración de esfuerzos al interior de la fase de MnS y las asociadas concentraciones de esfuerzo en la fase ferrítica. Este efecto se vería amplificado en el acero AISI 1145, el cual presenta mayor tendencia a la formación de aglomeraciones de inclusiones debido a su mayor contenido de azufre. Por lo tanto, el efecto de concentración de esfuerzos en la ferrita debido principalmente a aglomeraciones de inclusiones, y secundariamente a inclusiones no aglomeradas, disminuiría las fuerzas de corte requeridas en la zona de cizallamiento, facilitaría la formación de la viruta y aumentaría la maquinabilidad.

## CONCLUSIONES

- Se desarrolló un modelo numérico simplificado, considerando que las condiciones de frontera y las cargas son adecuadas para el fenómeno analizado y eliminando los efectos de borde no deseados. Los resultados muestran que el modelo numérico presenta una buena correlación con los datos experimentales.
- Se confirmó que las inclusiones funcionan como concentradores de esfuerzos y que este efecto depende de propiedades como el módulo de elasticidad relativo matriz/inclusión y de factores relacionados con la inclusión como el tamaño, la forma y su distribución en la matriz.
- Los resultados obtenidos del análisis de esfuerzos para inclusiones con morfología simplificada se compararon con los resultados obtenidos con inclusiones de morfologías reales, evidenciando que la simplificación de la morfología de inclusión se puede realizar en estudios numéricos, sin diferencias significativas en los resultados.
- Se presentó un mecanismo de deformación que, a pesar de no tener en cuenta el esfuerzo cortante concentrado en el plano de cizallamiento, se puede utilizar para la comprensión de la deformación elastoplástica del material en esta región por la acción de las fuerzas involucradas.
- Se confirmó que las propiedades mecánicas de las inclusiones influyen en el comportamiento mecánico de la matriz del acero. Se encontró que el módulo de elasticidad tiene una influencia muy fuerte en los resultados y que las inclusiones no pueden ser consideradas en los modelos como espacios vacíos en la matriz metálica.
- Se confirmó que el factor de forma de las inclusiones influye en la magnitud y extensión de los campos de esfuerzo en la matriz de los aceros estudiados. Inclusiones con factores de forma cercanos a la unidad (*i.e.*, circulares) son los principales concentradores de esfuerzo. Este efecto es acentuado al aumentar

el tamaño de la inclusión y disminuye con la reducción de la diferencia entre los módulos de elasticidad de la inclusión y de la matriz del acero.

- Factores como la deformación plástica de la inclusión (o su agrietamiento) son importantes para analizar el efecto de las inclusiones en la zona de cizalla durante el proceso de corte por maquinado. Las inclusiones fracturadas pueden generar aún mayores concentraciones de esfuerzos en la matriz y este efecto puede ser decisivo en la rotura de la viruta durante el torneado.
- Existe una relación directa entre la maquinabilidad de un material y la distribución de sus inclusiones. Además, los campos de esfuerzo generados, en materiales con distribuciones más críticas, es decir, con mayor aglomeración de inclusiones que interactúan entre sí, presentan índices más altos de maquinabilidad.

## REFERENCIAS

- [1] S. Ramalingam, K. Basu, S. Malkin. *Materials Science and Engineering*, 29 (1977) 117-121
- [2] E.M. Trent, P.K. Metal Cutting. Wright. Butt.-Heine. (2000).
- [3] A. Gupta, S. Goyal, K.A. Padmanabhan, A.K. Singh. *Int J Adv Manuf Technol* 77 (2015) 565–572.
- [4] G.Y. Zhao, Z.Y. Liu, Y. He, H.J. Cao, Y.B. Guo. *Energy* (2017), 1-49.
- [5] D. Martinez Krahrmer, G. Urbicain, A.J. Sánchez. *Mat. Man. Proc.* 35:4 (2020) 460-468.
- [6] Taylor, F. 3 Ed. *Trans. ASME* (1906)
- [7] *ASM Handbook* 9 Ed. ASM, v.1. (1991)
- [8] R. Kiessling, N. Lange. *Non-Metallic Inclusions in Steel*. 2 Ed. The Metals Society (1978).
- [9] L. Jiang, K. Cui, H. Hainninen. *J. Mat. Proc. Tech.* 58: 2-3 (1996) 160-165.
- [10] H. Kolsky. *Proc. Phys. Soc. B* 62 (1949) 676-700.
- [11] M.C. Shaw. *Metal Cutting Principles*. 2 Ed. Oxf. Un. Press. (2005).
- [12] T. Antretter, F.D. Fischer. *Comp. Mat. Sci.* 7 (1996) 247-252.
- [13] Hibbitt, Karlsson and Sorensen Inc. *ABAQUS, Users manual* (Ver. 6.5), v. 2 (2004).
- [14] S.A. Langer, E.R. Fuller Jr., W.G. Carter. *Comp. Sci. Eng.* 3 (2001) 15-23.
- [15] M. Cusolito, C. Mapelli, W. Nicodemi. *Met. Sci. Tech.* 20 (2002) 9-16.

[16] M. Nygards, P. Gudmundson, *Mat. Sci. Eng. A325* (2002) 435-443.

[17] V. Vignal, R. Oltra, C. Josse. *Scrip. Mat.* 49 (2003) 779-784.

[18] K. Kishi, H. Eda. *Wear* 38 (1976) 29-42.