

Universidad Tecnológica de Pereira

PROGRAMA DE DOCTORADO EN INGENIERÍAS

TESIS DOCTORAL:
ESTUDIO, MODELADO Y PARAMETRIZACIÓN DE PROCESOS
CONVENCIONALES DE TORNEADO DE METALES ASISTIDOS
CON PULSOS DE ALTA DENSIDAD DE CORRIENTE

AUTOR:
CARLOS ALBERTO MONTILLA MONTAÑA

PEREIRA-2020

ESTUDIO, MODELADO Y PARAMETRIZACIÓN DE PROCESOS
CONVENCIONALES DE TORNEADO DE METALES ASISTIDOS
CON PULSOS DE ALTA DENSIDAD DE CORRIENTE

CARLOS ALBERTO MONTILLA MONTAÑA

Tesis doctoral presentada como requisito para optar por el título de Doctor en
Ingeniería

Director: Ph. D. Valentina Kallewaard Echeverri

Codirector: Ph. D. Hernán Alberto González Rojas

UNIVERSIDAD TECNOLÓGICA DE PEREIRA
PROGRAMA DE DOCTORADO EN INGENIERÍAS
PEREIRA
2020

Año 2020

NOTA DE ACEPTACIÓN

Jurado

Jurado

Pereira, Colombia 30/03/2020

DEDICATORIA

Con mucho amor y aprecio dedico esta Tesis a mis seres amados: hijos, padres, hermanos y a mi compañera. Han sido mi motor para avanzar y culminar.

Carlos Alberto Montilla M.

AGRADECIMIENTOS

Quiero expresar mis agradecimientos a la Universidad Tecnológica de Pereira, institución que me facilitó los medios económicos y físicos para poder adelantar mis estudios doctorales.

Agradezco la dirección y ayuda brindada por mis tutores Hernán González y Valentina Kallewaard.

Presento excusas si omití a alguien en este breve listado, y mis más sinceros agradecimientos por las ayudas puntuales y desinteresadas prestadas por los profesores Gabriel Calle Trujillo, Yesid Moreno, Jairo Grajales, por mis pupilos Diego Ramírez, Douglas Forero, Alejandro Lema, Jeison Jaramillo y por mis hijos Catalina Montilla y Carlos Enrique Montilla.

Infaltable el agradecimiento a mi familia y seres amados quienes me apoyaron y me comprendieron en mis ausencias durante las largas jornadas de trabajo que implica un estudio doctoral, para una persona mayor y con ocupaciones como Yo.

El Autor

Resumen

En la presente tesis se presentan los resultados de un estudio destinado a aumentar el conocimiento y la comprensión de un novel proceso híbrido de fabricación, perteneciente a la familia de procesos EAF (*Electrically Assisted Forming*), consistente en asistir el torneado convencional de piezas metálicas, con pulsos intermitentes de alta densidad de corriente, propiciando la ocurrencia del fenómeno electroplástico.

En una primera fase experimental se diseñaron y fabricaron diversos utillajes requeridos para las experimentaciones) y se indagó sobre las potencialidades del proceso, encontrándose que es apto para trabajar algunos de los materiales metálicos ferrosos y no ferrosos de amplio uso industrial (Latón SAE 41, aluminio 6061, aceros AISI/SAE 4140, 1045 y 1020), encontrándose que ocurren mejoras en el acabado superficial de las piezas trabajadas y reducciones en el consumo de la energía específica de corte.

En una segunda fase teórica-experimental, se acotó el estudio a dos materiales en particular: aceros AISI/SAE 4140 y 1045. En estos materiales se indagó sobre los cambios que operan los electropulsos, sobre sus propiedades mecánicas (dureza, resistencia a la fluencia y resistencia a la tracción) y metalúrgicas (cambio de fases y micro-constituyentes, parámetros de red). En general, se encontró que a las bajas densidades de corriente (en relación con estudios desarrollados por otros autores) aplicadas en los ensayos conducidos en la presente tesis, se operan cambios en las propiedades previamente mencionadas. Complementariamente a la experimentación anterior, se acotó aún más el estudio para un acero AISI/SAE 1045, con el objetivo de determinar el efecto de los electropulsos sobre el desgaste de flanco de dos tipos de herramientas de corte empleadas y el comportamiento de la corrosión general sobre la capa exterior de la pieza trabajada. Se determinó que, con la asistencia de los electropulsos, en ciertas condiciones de corte el desgaste de flanco de las herramientas se reduce y que la corrosión general de las piezas torneadas con la asistencia de los electropulsos disminuye.

En una tercera fase teórica-experimental se diseñó un dispositivo para la medición de fuerzas de mecanizado y de temperatura en la interfaz pieza-herramienta, y se efectuaron las mediciones respectivas. Utilizando los principios del análisis del límite superior (*Upper Bound Analysis*) y la teoría de la zona de deformación de caras paralelas (*Parallel-sided deformation zone theory*) se obtuvo un modelo isotérmico de energía específica de corte E_s para torneado ortogonal, el cual se sometió a prueba con los diferentes datos disponibles para corte oblicuo, encontrándose que de manera satisfactoria refleja los cambios que operan los electropulsos sobre la resistencia a la fluencia y la maquinabilidad del acero AISI/SAE 1045.

Se espera que los resultados del presente proyecto, por un lado, hagan un aporte al conocimiento científico y tecnológico actualmente disponible, y, por otro lado, coadyuve para que en futuro se consolide como un proceso sostenible y que impacte positivamente el entorno industrial. En las conclusiones se recomienda una serie de aspectos en los cuales se puede continuar investigando, con el objetivo de aumentar el conocimiento y la comprensión del proceso EAF.

Abstract

The present thesis presents the results of a study destined to increase the knowledge and understanding of a novel hybrid fabrication process, part of the Electrically Assisted Forming (EAF) family of processes, consisting in assisting the conventional turning of metallic pieces with intermittent pulses of high current density, allowing the occurrence of the electroplastic phenomenon.

In a first phase, which was experimental, several tools (required for the experiments) were designed and fabricated and the potentiality of the process was investigated, finding that it is suitable to work on some of the ferrous and non-ferrous metallic materials widely used in the industry (SAE 41 brass, 6061 aluminum, AISI/SAE 4140, 1045 and 1020 steels), identifying the occurrence of improvements in surface finish of the workpiece and reductions in cutting specific energy consumption.

In a second phase, consisting of theoretical-experimental work, the study was narrowed to 2 specific materials: AISI/SAE 4140 and 1045 steels. On these materials research was performed on the changes that the electropulses generate on their mechanical properties (hardness, yield strength and traction strength) and metallurgic properties (phases and micro-constituents changes, lattice parameters). In general, it was found that at the low current densities (compared to studies performed by other authors) used in the present thesis, changes appear on the aforementioned properties. In addition to this experimentation, the study was further narrowed for an AISI/SAE 1045 steel, aiming to determine the effect of electropulses on flank wear on 2 types of cutting tools used and the general corrosion behavior of the outer layer of the workpiece. It was determined that with the assistance of electropulses, on certain cutting conditions flank wear of the tools is reduced and general corrosion of the turned pieces diminishes.

In a third theoretical-experimental phase a device was designed for the measurement of the machining forces and temperature in the piece-tool interface, and the corresponding measurements were performed. Applying the principles of the Upper Bound Analysis and Parallel-sided deformation zone theory, a isothermal model was obtained for the specific cutting energy E_s for orthogonal turning, which was tested with the different data available for oblique cutting, finding that it satisfactorily reflects the changes caused by the electropulses on yield strength and machinability of an AISI/SAE 1045 steel.

The results of the present study are expected to, on one hand, make a contribution to the scientific and technologic knowledge currently available, and on the other hand, play a part in consolidating the process as sustainable and to have a positive impact in the industrial environment in the future. In the conclusions there are recommendations on a series of matters that can be further investigated, with aims in increasing the knowledge and understanding of the EAF process.

Tabla de contenido

Resumen	6
Abstract	8
Tabla de contenido	10
Índice de Figuras	13
Índice de Tablas	15
Glosario	17
Nomenclatura	18
1 Introducción	21
1.1 Punto de partida	21
1.2 Cuestionamientos previos sobre la problemática	21
1.3 Hipótesis planteadas	22
1.4 Objetivo general	22
Objetivos específicos	22
1.5 Revisión bibliográfica	23
1.6 Aportes que pretende hacer la Tesis	25
2 Determinación de cambios en la maquinabilidad en procesos de torneado asistido con electropulsos, evaluando cambios en las fuerzas de corte y en la potencia de corte	27
2.1 Descripción general de la experimentación en torneado cilíndrico asistido con electropulsos	27
2.2 Resultados experimentales de cambios en la maquinabilidad, asociados al efecto de los electropulsos sobre las herramientas de corte empleadas	32
2.3 Resultados experimentales de cambios maquinabilidad, asociados al efecto de los electropulsos al tornear probetas templadas de AISI/SAE 1045	34
2.4 Evaluación de cambios en la maquinabilidad al tornear probetas en estado de suministro, con diferentes niveles de energía aportada por los electropulsos	41
2.5 Discusión	46
3 Influencia del torneado cilíndrico asistido con electropulsos, sobre la vida de la herramienta, la estabilidad de la superficie y las propiedades mecánicas de las piezas trabajadas	49
3.1 Cambios en la maquinabilidad en el torneado asistido con electropulsos debido al desgaste de flanco de herramientas de corte y en la evacuación de la viruta	49
3.1.1 Desgaste de flanco (<i>Flank wear</i>)	49
3.1.2 Cambios en la maquinabilidad debidos a la evacuación de las virutas ...	55

3.2	Influencia del torneado asistido con electropulsos sobre la estabilidad de la superficie	57
3.2.1	Ensayo de cámara salina y análisis gravimétrico	58
3.2.2	Ensayos de Curvas de polarización CP y Resistencia de polarización lineal RPL	62
3.2.3	Ensayos complementarios de microscopía óptica, procedimiento planimétrico y microdurezas	65
3.2.4	Determinación micrográfica del Factor de forma de grano h y ensayo de microdureza	67
3.2.5	Discusión	69
3.3	Análisis de variación de durezas en probetas templadas de acero AISI/SAE 1045 torneadas con la asistencia de electropulsos	70
3.4	Influencia del torneado asistido con electropulsos sobre la Resistencia a la fluencia σ_f de aceros AISI/SAE 1045 y 4140.....	71
3.4.1	Variación de la Resistencia a la fluencia σ_f para probetas templadas de acero AISI/SAE 1045, sometidas a tracción con la asistencia de electropulsos	73
3.4.2	Variación de la Resistencia a la fluencia σ_f y Resistencia a la tracción σ_r en probetas en estado de suministro de acero AISI/SAE 1045, sometidas a tracción con la asistencia de electropulsos	75
3.5	Variación de la Resistencia a la fluencia σ_f, Resistencia a la tracción σ_r y propiedades metalúrgicas de probetas de acero AISI/SAE 4140, sometidas a tracción con la asistencia de electropulsos.....	77
3.5.1	Variación de la Resistencia a la fluencia σ_f , Resistencia a la tracción σ_r del acero AISI/SAE 4140, al asistir con electropulsos su Ensayo de tracción	77
3.5.2	Variación de algunas propiedades metalúrgicas de probetas de acero AISI/SAE 4140, sometidas a tracción con la asistencia de electropulsos	79
4	Aplicación de análisis del límite superior (<i>Upper Bound Analysis</i>) al torneado en corte ortogonal	86
4.1	Desarrollo de un modelo físico-matemático	87
4.2	Validación del modelo obtenido con resultados experimentales	95
4.2.1	Con respecto a resultados experimentales del numeral 2.2	96
4.2.2	Con respecto a resultados experimentales del numeral 2.3	97
4.2.3	Con respecto a resultados experimentales del numeral 2.4	99
4.3	Discusión	103
5.	Conclusiones, aportes y trabajos futuros	107
5.1	Conclusiones.....	107
5.2	Aportes.....	108
5.3	Trabajos futuros.....	110
	Bibliografía	112

Índice de Figuras

Figura 2-1 Geometría básica de un proceso de torneado en corte oblicuo	27
Figura 2-2 Ángulos de posición del filo principal y de corte, en corte oblicuo (Escuela Técnica superior de Ingeniería)	28
Figura 2-3 Esquema del sistema eléctrico para torneado con electropulsos	28
Figura 2-4 Vista general del dispositivo utilizado para medición de fuerzas de corte y avance.....	29
Figura 2-5 Ejemplo de gráficas de fuerzas de corte y de avance obtenidas con el sistema de adquisición y procesamiento.....	29
Figura 2-6 Banda de templeabilidad acero AISI/SAE 1045; (Compañía General de Aceros)	34
Figura 2-7 Gráficos de residuos para fuerza de corte (Minitab 2018 ®).....	38
Figura 2-8 Diagrama de Pareto de efectos estandarizados para Fuerzas de corte (Minitab 2018 ®)	38
Figura 2-9 Gráfica de efectos principales para fuerza de corte (Minitab 2018 ®)	39
Figura 2-10 Gráficos de interacción para la fuerza promedio de corte (Minitab 2018 ®) ..	39
Figura 2-11 Gráficos de residuos para fuerzas de corte (Minitab 2018 ®)	45
Figura 2-12 Diagrama de Pareto de efectos estandarizados para Fuerzas de corte (Minitab 2018 ®).....	45
Figura 2-13 Gráfica de efectos principales para fuerza de corte (Minitab 2018 ®)	46
Figura 2-14 Gráficos de interacción para la fuerza promedio de corte (Minitab 2018 ®) ..	46
Figura 3-1 Mediciones de desgaste de flanco V_B . a) con HM; b) con HSS; Montilla <i>et al</i> (2018)	51
Figura 3-2 Desgaste de flanco V_B en herramienta HSS, condiciones C5 y C6; Montilla <i>et al</i> (2018).....	52
Figura 3-3 Desgaste de flanco V_B en herramienta HSS, condiciones C7 y C8; Montilla <i>et al</i> (2018).....	52
Figura 3-4 Desgaste de flanco V_B en herramienta HM, condiciones C1 y C2; Montilla <i>et al</i> (2018)	53
Figura 3-5 Desgaste de flanco V_B en herramienta HM condiciones C3 y C4; Montilla <i>et al</i> (2018)	54
Figura 3-6 Comportamiento de las masas perdidas de probetas en estado de suministro y torneadas con herramienta HSS; Montilla <i>et al</i> (2019).....	59
Figura 3-7 Comportamiento de las masas perdidas de probetas en estado de suministro y torneadas con herramienta HM; Montilla <i>et al</i> (2019)	60
Figura 3-8 Ratas de corrosión V_{co} para probetas en estado de suministro y torneados con herramienta HSS; Montilla <i>et al</i> (2019).....	61
Figura 3-9 Ratas de corrosión V_{co} para probetas en estado de suministro y torneados con herramienta HM; Montilla <i>et al</i> (2019).....	61
Figura 3-10 Curvas de polarización a 0 h; Montilla <i>et al</i> (2019).....	63
Figura 3-11 Curvas de polarización a 24 h; Montilla <i>et al</i> (2019).....	64
Figura 3-12 Ratas de corrosión de sección transversal de probetas obtenidas en proceso de torneado asistido con electropulsos; Montilla <i>et al</i> (2019).....	65
Figura 3-13 Evolución de la corrosión en el borde de la cara transversal de probetas (A 50X), (a) HM (30 min), (b) HM (60 min), (c) HM EPT (30 min), (d) HM EPT (60 min); Montilla <i>et al</i> (2019)	66
Figura 3-14 Perfiles de microdureza para especímenes torneados con herramientas HSS; Montilla <i>et al</i> (2019)	68

Figura 3-15 Perfiles de microdureza para especímenes torneados con herramientas HM; Montilla <i>et al</i> (2019)	69
Figura 3-16 Dimensiones principales de probetas ASTM E-8 utilizadas; Montilla <i>et al</i> (2017)	73
Figura 3-17 Montaje de la probeta en la máquina universal; Montilla <i>et al</i> (2017)	73
Figura 3-18 Temperaturas externas de las probetas ensayadas a tracción asistida con electropulsos; Montilla <i>et al</i> (2017)	74
Figura 3-19 Comportamiento mecánico de acero AISI/SAE 4140. (a) sin electropulsos, (b) con electropulsos; Montilla <i>et al</i> (2017)	81
Figura 3-20 Comportamiento microestructural de acero AISI/SAE 4140 sujeto a: (a) 75 N/s, 300 Hz y 200 μ s; (b) 3000 N/s, 300 Hz, 200 μ s y (c) 30000 N/s, 300 Hz, 200 μ s. Martensita recocida (M), bainita inferior (Bi) y bainita superior (Bs); Montilla <i>et al</i> (2017)	82
Figura 3-21 (a) Espectro XRD de muestras después ensayo de tracción, con variaciones de velocidades de esfuerzo; (b) pico (110); (c) pico (200); Montilla <i>et al</i> (2017)	83
Figura 4-1 <i>S</i> superficie donde se presenta discontinuidad durante la deformación del cuerpo R (Bower, 2010)	86
Figura 4-2 Ecuación de disipación plástica $\Phi(v)$ (Bower, 2010)	86
Figura 4-3 Aproximación del torneado por el modelo ortogonal	87
Figura 4-4 Hodógrafa de velocidad para la aproximación del torneado por el modelo ortogonal	89
Figura 4-5 Comportamiento del Factor de incremento de carga β para un plástico perfecto	91
Figura 4-6 Modelo para corte ortogonal. (a) Modelo de la zona de corte con límites paralelos; (b) Diagrama de velocidad de la segunda etapa para ángulo de desprendimiento positivo; (c) Diagrama de velocidad de la tercera etapa para ángulo de desprendimiento positivo (Astakhov, Osman, & Hayajneh, 2001)	92
Figura 4-7 Banda de cizallamiento en el modelo de caras paralelas	93

Índice de Tablas

Tabla 2-1 Composición química de barras de AISI/SAE 1045 (Compañía General de Aceros)	30
Tabla 2-2 Condiciones de los ensayos y parámetros de corte; Montilla <i>et al</i> (2018)	32
Tabla 2-3 Dimensiones de virutas y relación de viruta; Montilla <i>et al</i> (2018).....	33
Tabla 2-4 Parámetros de los electropulsos; Montilla <i>et al</i> (2018)	33
Tabla 2-5 Datos de fuerza de corte obtenidas durante la experimentación	33
Tabla 2-6 Resumen de valores de ES^* y sus reducciones al aplicar electropulsos	34
Tabla 2-7 Factores y niveles de la experimentación con probetas templadas	35
Tabla 2-8 Diseño factorial aplicado	35
Tabla 2-9 Dimensiones de virutas y relación de viruta para condiciones de ensayo de torneado.....	36
Tabla 2-10 Dimensiones de virutas y relación de viruta para condiciones de ensayo de torneado asistido con electropulsos	36
Tabla 2-11 Parámetros de los electropulsos y densidad de corriente.....	37
Tabla 2-12 Condiciones de ensayo para probetas templadas	37
Tabla 2-13 Resumen de valores de Es^* y sus cambios al aplicar electropulsos	40
Tabla 2-14 Factores y niveles de la experimentación con probetas de acero AISI/SAE 1045 en estado de suministro	41
Tabla 2-15 Diseño factorial utilizado.....	42
Tabla 2-16 Dimensiones de virutas y relación de viruta para condiciones de ensayo de torneado asistido con electropulsos	42
Tabla 2-17 Parámetros de los electropulsos y densidad de corriente.....	43
Tabla 2-18 Condiciones de ensayo para probetas torneadas con la asistencia de diferentes niveles de energía de electropulsos	44
Tabla 2-19 Resumen de valores medios de energía específica de corte Es^* y sus reducciones	44
Tabla 3-1 Condiciones de los ensayos y parámetros de corte para estudio de desgaste de flanco; Montilla <i>et al</i> (2018).....	50
Tabla 3-2 Parámetros de los electropulsos; Montilla <i>et al</i> (2018)	50
Tabla 3-3 Resultados de medias muestrales y desviación estándar para media aritmética de acabado superficial R_a ; Montilla <i>et al</i> (2018).....	55
Tabla 3-4 Resultados de dimensiones de viruta cortada y no cortada, de acuerdo con las condiciones experimentales del numeral 2.2; Montilla <i>et al</i> (2018).....	56
Tabla 3-5 Datos proporcionados de las curvas de polarización sobre la sección transversal; Montilla <i>et al</i> (2019)	64
Tabla 3-6 Valores de corriente de corrosión, Resistencia a la polarización y ratas de corrosión sobre la sección transversal; Montilla <i>et al</i> (2019).....	65
Tabla 3-7 Evolución de áreas oxidadas del borde de la cara transversal de probetas; Montilla <i>et al</i> (2019)	66
Tabla 3-8 Variación del factor de forma de grano h , at 200X; Montilla <i>et al</i> (2019).....	67
Tabla 3-9 Variación de las macrodurezas en probetas templadas (Véase el numeral 2.3) ..	71
Tabla 3-10 Resistencia a la fluencia σ_f de probetas templadas de AISI/SAE 1045 (Véase el numeral 2.3).....	74

Tabla 3-11 Condiciones de ensayo para determinar Resistencia a la fluencia σ_f y Resistencia a la tracción σ_r de probetas en estado de suministro de AISI/SAE 1045 (Véase el numeral 2.4)	76
Tabla 3-12 Resistencia a la fluencia σ_f y a la Tracción σ_r de probetas en estado de suministro de AISI/SAE 1045 (Véase el numeral 2.4)	76
Tabla 3-13 Composición química (wt. %) de acero AISI/SAE 4140; (Compañía General de Aceros)	77
Tabla 3-14 Condiciones de ensayo y densidad de corriente para AISI/SAE 4140; Montilla <i>et al</i> (2017).....	78
Tabla 3-15 Resistencia a la fluencia σ_f y a la Tracción σ_r de probetas en estado de suministro de AISI/SAE 4140	78
Tabla 3-16 Condiciones de ensayo y densidad de corriente para AISI/SAE 4140; Montilla <i>et al</i> (2017).....	80
Tabla 3-17 Resultados de Resistencia a la fluencia, Resistencia a la tracción y % de elongación para AISI/SAE 4140; Montilla <i>et al</i> (2017)	80
Tabla 3-18 Parámetros XRD; Montilla <i>et al</i> (2017)	84
Tabla 4-1 Valores de Energías específicas de corte E_s * y E_s , error cuadrático mínimo MSE y Resistencia a la fluencia σ_{y1}	96
Tabla 4-2 Valores de Resistencia a la fluencia σ_{y1} que minimizan el error cuadrático mínimo MSE.....	97
Tabla 4-3 Valores de E_s *, E_s , MSE y σ_{y1} para grupos de probetas templadas y en estado de suministro.....	97
Tabla 4-4 Valores de Resistencia a la fluencia σ_{y1} que minimizan el error cuadrático mínimo MSE en probetas templadas y en estado de suministro	98
Tabla 4-5 Valores de Energías específicas de corte E_s * y E_s , error cuadrático mínimo MSE y Resistencia a la fluencia σ_{y1} para grupo de probetas templadas, torneadas convencionalmente y con la asistencia de electropulsos	99
Tabla 4-6 Valores de Resistencia a la fluencia σ_{y1} que minimizan el error cuadrático mínimo MSE en probetas templadas y en estado de suministro	99
Tabla 4-7 Valores de Energías específicas de corte E_s * y E_s , error cuadrático mínimo MSE y Resistencia a la fluencia σ_{y1} para grupo de probetas en estado de suministro, torneadas con niveles bajos y altos de energía de electropulsos	100
Tabla 4-8 Valores de Resistencia a la fluencia σ_{y1} que minimizan el error cuadrático mínimo MSE en probetas templadas y en estado de suministro	100
Tabla 4-9 Valores de Energías específicas de corte E_s * y E_s , error cuadrático mínimo MSE y Resistencia a la fluencia σ_{y1} para grupo de probetas en estado de suministro, torneadas con niveles bajos y medios de energía de electropulsos	101
Tabla 4-10 Valores de σ_{y1} que minimizan el MSE en probetas templadas y en estado de suministro.....	102
Tabla 4-11 Resistencia a la fluencia σ_{y1} obtenidas de probetas de AISI/SAE 1045 en estado de suministro (Véase el numeral 3.4.2)	102
Tabla 4-12 Comparación de criterios utilizados por trabajos similares a la presente Tesis	105

Glosario

- **Electrically Assisted Forming EAF:** Conformado asistido eléctricamente. Familia de procesos en los cuales simultáneamente se aplican un tren de pulsos de alta densidad de corriente y esfuerzos mecánicos (doblez, embutido, torneado, etc.).
- **Electroplasticidad:** fenómeno aún en estudio y definición, en el que simultáneamente se aplican esfuerzos mecánicos y un tren de pulsos (de baja tensión, corta duración y frecuencia baja), logrando que por la zona de trabajo circule corriente de alta densidad, propiciando la deformación del material a lo largo de las dislocaciones.
- **Efecto electroplástico:** confluencia de condiciones (de montaje, aplicación de esfuerzos y electropulsos) que propicia la ocurrencia del fenómeno de la electroplasticidad.
- **Energía específica de corte:** parámetro de un proceso de mecanizado que indica la cantidad energía necesaria para remover una cierta cantidad de material por unidad de tiempo.
- **Maquinabilidad:** Propiedad de los materiales que permite determinar y comparar la facilidad con la que pueden ser mecanizados por arranque de viruta.
- **Proceso híbrido:** Familia de procesos en los cuales se combina un proceso convencional con alguna nueva técnica o variante, mejorando procesos de la pieza de trabajo, o variables del proceso.
- **Tasa de remoción de material MRR:** parámetro que en un proceso de mecanizado cuantifica la cantidad de material por unidad de tiempo, que está siendo removido.

Nomenclatura

Variables:

α	<i>Clearance angle</i> (°) o ángulo de incidencia
a	Mediciones de parámetros de red de hierro δ (BCC)
a_i	Masa atómica de cada elemento
A	Área de la probeta expuesta a la cámara salina (cm ²)
A_c	<i>Shear plane area</i> (mm ²) o área del plano de corte (en corte oblicuo)
β	Ensanchamiento del pico promedio, determinado por FWHM (<i>Full width at half maximum</i>)
CCR	<i>Chip compression ratio</i> o Razón de compresión de viruta, es el inverso de r_c
C_w	<i>Chip width</i> o ancho de la viruta (mm)
d	<i>Depth of cutting</i> (mm) o profundidad de corte
E_s	Energía específica de corte
ε	Microesfuerzo en DRX
f	<i>Feed rate</i> o avance por vuelta o feed rate (mm/rev.)
φ	<i>Shear angle</i> (°) o ángulo del plano de corte
Φ	<i>Principal cutting edge angle</i> (°) o ángulo de posición del filo principal de la herramienta
f_i	Fracción del elemento aleado
γ	<i>Rake angle</i> (°) o ángulo de ataque o desprendimiento de la viruta
h	Factor de forma de grano metalográfico
I_{RMS}	Intensidad de corriente efectiva aplicada en forma de electropulsos (A/mm ²)
I_{corr}	Densidad de corriente de corrosión (μ A/cm ²).
J_{RMS}	Densidad de corriente efectiva aplicada por los electropulsos (A/mm ²)
λ	Longitud de onda de los rayos X
l_c	<i>Length of chip</i> o longitud de viruta (mm)
L	Longitud del plano de corte, en torneado ortogonal
m	Masa perdida por la probeta debido a la exposición a la cámara salina (g)
MRR	<i>Material Removal Rate</i> o tasa de remoción de material (mm ³ /min)
N_{EQ}	Número equivalente

n_i	Valencia del elemento
R_a	<i>Estimated value of actual roughness</i> o valor estimado de la rugosidad real (μm)
r_c	<i>Chip ratio</i> es la relación de viruta (adimensional)
R_t	<i>Nose radius</i> (mm) o radio de la punta de la herramienta
σ	Esfuerzo isotrópico en DRX
S	Área del plano de corte en torneado ortogonal
θ	Ángulo de Bragg
T	Tiempo de exposición de la probeta en la cámara salina (h)
t_c	<i>Chip thickness</i> o espesor de la viruta (mm)
t_o	<i>Uncut chip thickness</i> (mm) o espesor de la viruta sin cortar
W_S	Disipación plástica debida a la discontinuidad de velocidad
W_o	<i>Uncut chip width</i> (mm) o ancho de la viruta sin cortar
V_c	Velocidad de corte en mecanizado (m/min)
V_{co}	<i>Corrosion rate</i> o Rata de corrosión (mil per year, mpy)

Parámetros:

a_0	2.8637Å
β_0	0.03514° es el ensanchamiento instrumental
ρ	Densidad del material en estudio (7.85 g/cm ³).
E	Módulo de Young (200 GPa para acero AISI/SAE 4140)
K	K es la constante de proporcionalidad para obtener la rata de corrosión V_{co} en mpy ($K = 3.45 \times 10^6$);
PE	Peso equivalente del acero AISI/1045 ($PE = 27.92$)
ϑ	Relación de Poisson (0,3)

1 Introducción

1.1 Punto de partida

Esta tesis tiene por objetivo analizar el comportamiento del proceso de torneado convencional, al ser asistido con un tren de pulsos de alta densidad de corriente, propiciando la ocurrencia del fenómeno de la Electroplasticidad, bien sea trabajando metales dúctiles o de elevadas especificaciones mecánicas. Al momento actual se conocen pocos trabajos que den cuenta de ello.

Se considera que el análisis, comprensión y control del proceso en estudio podrá determinar, en un futuro, su carácter de proceso sostenible y que pueda ser trasladado del laboratorio a la industria.

1.2 Cuestionamientos previos sobre la problemática

¿Qué propiedades mecánicas y metrológicas de la pieza torneada mejorarán o empeorarán después de ser expuesta al torneado asistido por pulsos de alta densidad de corriente?

¿Qué parámetros de trabajo del generador de pulsos de corriente eléctrica, afectan el fenómeno de la electroplasticidad en el torneado de materiales metálicos?

¿Permitirá la utilización de la electroplasticidad en los procesos de torneado, reducir las fuerzas de corte y consecuentemente, la potencia necesaria para el corte?

¿Será posible que el proceso de torneado asistido por electroplasticidad, pueda realizarse a mayores velocidades y con menores esfuerzos, que en el torneado convencional, obteniendo iguales o mejores resultados en cuanto a propiedades mecánicas (dureza) y metrológicas (rugosidad) del material?

¿Será posible controlar el fenómeno de la electroplasticidad para aplicarlo en un proceso de fabricación y hacerlo más rentable y sostenible?

¿Se podrá establecer alguna explicación teórica del comportamiento físico del material frente a este fenómeno?

¿Se dispondrán de las suficientes premisas para elaborar un modelo físico y matemático del proceso de torneado asistido con electroplasticidad?

¿Está al alcance del conocimiento actual, elaborar un modelo físico y matemático del proceso de torneado asistido con electroplasticidad?

1.3 Hipótesis planteadas

Para responder a la problemática previa se han planteado las siguientes hipótesis:

- La maquinabilidad de un material se puede mejorar temporalmente en un proceso de torneado asistido por electroplasticidad, modificando la frecuencia y duración de los pulsos de corriente eléctrica, y la densidad de corriente aplicada.
- Al asistir el torneado con electroplasticidad, se mejora transitoriamente la maquinabilidad del material, disminuyendo la resistencia del material a ser removido y por ende, las fuerzas ejercidas por la herramienta y la correspondiente potencia suministrada por la máquina, haciendo que el proceso sea más rentable.
- El acabado superficial, las tensiones residuales superficiales y el comportamiento a fatiga, entre otros parámetros, mejora con la aplicación de la electroplasticidad.
- Las simulaciones computacionales por métodos de elementos finitos o diferencias finitas permitirán aportar más información del comportamiento físico de los metales, ante la influencia del fenómeno de la electroplasticidad, además de ayudar a optimizar los parámetros de operación del proceso de torneado asistido por electroplasticidad.

1.4 Objetivo general

Desarrollar un modelo analítico de la influencia de las variables de operación de los pulsos de corriente de alta densidad, sobre el proceso de torneado de metales.

Objetivos específicos

- Definir y aplicar protocolos de experimentación para determinar cambios en la maquinabilidad en procesos de torneado asistido con electropulsos, evaluando cambios en las fuerzas de corte y en la potencia de corte.
- Definir e implementar protocolos de experimentación para determinar la variación de las propiedades mecánicas del material, al ser torneado con la asistencia de electroplasticidad.
- Definir y aplicar protocolos de experimentación para determinar preliminarmente la afectación del torneado asistido con electropulsos sobre la vida de la herramienta, y sobre la estabilidad superficial de las piezas trabajadas.
- Contrastar los resultados obtenidos por experimentación, con los disponibles en trabajos y artículos científicos similares.
- Desarrollar un modelo físico-matemático con base en la energía específica de corte, y aplicando el análisis del límite superior, que represente preliminarmente el comportamiento del material al ser sometido al torneado con electroplasticidad.

- Aplicar los resultados obtenidos en la fase experimental, en el modelo físico-matemático desarrollado y analizar la validez de los resultados.

1.5 Revisión bibliográfica

Troitskii & Likhtman (1963) descubrieron experimentalmente el fenómeno de *Electroplasticidad*, es decir, la modificación de las propiedades mecánicas de un metal al ser expuesto simultáneamente a pulsos intermitentes de corriente de alta densidad J y a un esfuerzo mecánico σ (tracción, compresión, torsión, flexión). Con la Electroplasticidad se mejora la formabilidad de un material, puesto que los pulsos J conllevan a la ocurrencia del efecto *Joule* y efectos de campo magnético y eléctrico, los cuales propician el desplazamiento de las *dislocaciones* de la estructura cristalina del metal (deformación plástica). A nivel macro la aplicación de la electroplasticidad conlleva a la disminución de los esfuerzos de fluencia σ_f y de rotura σ_r , y cuando el material sea sometido a un esfuerzo mecánico, se deformará más fácil y rápidamente que en ausencia de los pulsos J .

La electroplasticidad comenzó a ser investigada activamente en el mundo desde el año 1980 y hoy en día se encuentran numerosos estudios teórico-experimentales que dan cuenta que su aplicación mejora las condiciones de formabilidad del material y las propiedades finales del mismo (*Li, Jiang, & Zhang*), (*Kukudzhanov & Kolomiets-Romanenko*), (*Kukudzhanov & Kolomiets-Romanenko*), (*Velikhanov*), (*Barannikova, Nadezhkin, & Zuev*), (*To, Zhu, Lee, Liu, & Jiang*), (*Peletskii, Tarasov, & Shur*), (*Stolyarov, Ugurchiev, Gurtovaya, & Prokoshkin*), (*Konovalov, Danilov, Zuev, Filip'ev, & Gromov; Konovalov, Danilov, Zuev, Filip'ev, & Gromov, 2007*), (*Twigg, y otros*), (*Zhang, y otros*), (*Valek*), (*Conrad & Yang*), (*Dariavach & Rice*), (*Conrad*), (*Bychkov & Karpinskii*) y (*Conrad*). Específicamente, *Li et al* (2012) han investigado sobre un proceso de fabricación por conformado en caliente asistido con pulsos de corriente (PCAHF); aplicando los pulsos de corriente pudieron fabricar complejas formas a partir de láminas delgadas de diversos materiales, observándose superficies suaves y sin la aparición de grietas visibles. Por otra parte, *To et al* (2009) investigaron aleaciones de Zn-Al, a las cuales les aplicaron electropulsos durante los ensayos de tracción; utilizando técnicas de microscopía electrónica de barrido SEM y de microscopía de transmisión de electrones TEM, determinaron que los electropulsos propiciaron transformaciones de fase, y dieron explicaciones desde los puntos de vista de energía libre de Gibbs y cinética de electropulsos.

Desde el punto de vista de la *Teoría de corte de metales* clásica, la potencia necesaria para remover por torneado una capa de material de determinadas propiedades mecánicas, bajo cierto régimen de corte (velocidad de rotación, avance, profundidad de corte, lubricación, etc.), es directamente proporcional a la resistencia a la fluencia σ_f del material a maquinar. Con base en los resultados probados que con la *Electroplasticidad* se disminuye transitoriamente el valor de la resistencia a la fluencia y aumenta la ductilidad del material, se espera entonces que al desarrollar una metodología de torneado asistido por pulsos de corriente de alta densidad, disminuya la potencia necesaria para el maquinado; por lo anterior, habrá unos beneficios en reducción de tiempo de labor y costo del proceso, y prolongación de la vida útil de la herramienta.

Se conocen diversos modelos físico-matemáticos, que tratan de dar una explicación completa del fenómeno de la electroplasticidad, no obstante, es un fenómeno que aún no acaba de ser explicado completamente. Se disponen desde modelos lineales, pasando por la obra de *Salandro et al* (2015), hasta llegar a complejos modelos integro-diferenciales como los propuestos por *Kukudzhanov et al* (2010), (2011), en los cuales se tiene en cuenta el carácter termo – electro – mecánico del comportamiento de un espécimen al ser sometido simultáneamente a electroplasticidad y una carga puntual. El modelo de por *Kukudzhanov et al* (2010), (2011), dista aún de representar la más compleja situación que ocurre en un proceso de torneado asistido con electroplasticidad.

Dados los continuos avances de la ingeniería de materiales y de los incrementos en los requerimientos específicos de calidad, complejidad y productividad, se propició la creación y desarrollo de los procesos híbridos. Según *Brecher* (2012) los procesos de fabricación híbridos corresponden a la combinación de un proceso convencional PC con uno no convencional PNC, con el ánimo de mejorar determinados aspectos; su investigación, desarrollo y transferencia a los entornos industriales da solución a múltiples problemáticas. *Ye et al* (2016) investigaron sobre la integración en una máquina híbrida, de un sistema de deposición de metal basado en pulsos láser, seguido de un fresado de alta velocidad, con el ánimo de mejorar el acabado superficial. *Kapil et al* (2016) integraron y controlaron en una máquina CNC un proceso híbrido de manufactura por capas, haciendo uso de un sistema de recubrimiento a base de gas inerte de tungsteno. *Brecher et al* (2011) dirigieron un proyecto destinado a integrar herramientas láser y robóticas en un centro de mecanizado de cinco ejes con el fin de automatizar la fabricación de cadenas, integrando fresado, recubrimiento láser y endurecimiento.

Dentro de la familia de procesos híbridos, los procesos de conformado asistidos eléctricamente EAF (*Electrically Assisted Forming*) son un grupo de recientes técnicas, en las que de manera esencial, pulsos eléctricos se hace pasar a través de un metal durante su proceso de conformado (por esfuerzos de tracción, compresión, doblado). Los procesos EAF se basan en el llamado efecto electroplástico, en donde efectos térmicos y atérmicos mejoran la deformabilidad de un material metálico; una explicación más detallada del efecto electroplástico la proporcionan *Spitsyn y Troitskii* (1985), según la cual, a nivel atómico los pulsos de corriente aplicados generan cambios de resistividad en los defectos metalográficos tales como límites de grano, dislocaciones e inclusiones, facilitando la movilidad de las dislocaciones y la modificación mecánica del material.

Diversos estudios han reportado ventajas con la aplicación de procesos EAF. *Valoppi et al*, (2016) encontraron que con la aplicación de electropulsos en el conformado de hojas de aleación Ti6Al4V, incrementa su formabilidad, mejora la precisión geométrica y se disminuyen las fuerza de conformado. *Hameeb et al* (2016) encontraron que la aplicación de electropulsos en procesos de taladrado de acero al carbón 1045 y aluminio 7075, mejora la maquinabilidad del material. *Sánchez et al* (2014) reportaron incrementos en la formabilidad al haber aplicado los electropulsos a procesos de doblez. *Salandro et al* (2015) han hecho una compilación de trabajos alrededor de la novel técnica de manufactura por conformado asistido eléctricamente EAF; los procesos EAF aún se encuentran en fase experimental, pero dadas las ventajas que han mostrado, se espera en un futuro su tránsito hacia la industrialización.

El proceso de torneado asistido con pulsos de corriente de alta densidad corresponde a un proceso EAF, y a su vez es un proceso híbrido; el torneado EAF consiste en combinar el torneado convencional de metales con un tren de electropulsos de ancho y frecuencia variables; el efecto combinado de deformación plástica y corte con la aplicación de electropulsos de alta energía EPT, según los resultados reportados por *Sánchez et al* (2015), (2015) y *Montilla et al* (2014) disminuye la rugosidad superficial de la pieza, modifica la dureza superficial, y disminuye el consumo de la potencia necesaria para el mecanizado. Los cambios mencionados se obtuvieron torneando aceros AISI/SAE 4140, 1045 y 1020, aluminio 6061 y latón SAE 41, a diferentes velocidades de rotación, de avance y con variaciones en los parámetros de los electropulsos.

Según *Groover* (2015), la maquinabilidad denota la facilidad relativa con la cual se puede mecanizar un material usando las herramientas y las condiciones de corte adecuadas. Se conocen pocos estudios que den cuenta de las variaciones de la maquinabilidad al torner metales con la asistencia de electropulsos. Adicional a los estudios de *Sánchez et al* (2015), *Montilla et al* (2014) y *Sánchez et al* (2015), se conoce otro desarrollado por *Hameed et al* (2018), en el cual se investigan los cambios de maquinabilidad del aluminio 6060 y el acero al carbono S235.

Astakhov et al (2004) han indicado que, para una adecuada comprensión y evaluación de los procesos de corte de metales, deben tenerse en cuenta no sólo parámetros geométricos y de fuerzas, sino que también, debe utilizarse la Teoría de la plasticidad. El trabajo de *Astakhov et al* (2004) indica que se han realizado numerosos intentos para establecer analíticamente relaciones matemáticas para describir el proceso de torneado en términos de las variables fundamentales del proceso de corte, sin embargo, ninguno de estos intentos ha producido resultados que se ajusten a datos experimentales para una variedad razonable de condiciones de entrada. *Astakhov et al* (2001) reevaluaron la mecánica básica de un proceso de torneado convencional en corte ortogonal de metales, aplicando diagramas de velocidades, ecuación de trabajo virtual y el teorema del límite superior, obteniendo un modelo de la discontinuidad de la velocidad tangencial en el plano de corte. *Bower* (2010), ha aplicado el teorema del límite superior (*Upper bound analysis*) para modelar varios casos típicos de procesos basados en deformación plástica, entre ellos, el torneado en corte ortogonal; no obstante, el modelo disponible no contempla el efecto de los electropulsos, y no está concebido para torneado en corte oblicuo.

De acuerdo con lo anteriormente expuesto, no se conoce un estudio que presente un modelo físico-matemático que determine la energía específica de corte en un proceso de torneado asistido con electropulsos. Por otro parte, no se conocen estudios que den cuenta de la afectación de la vida de las herramientas de corte al asistir el proceso de torneado con electropulsos; tampoco se conocen estudios que informen sobre los cambios que ocurren en la morfología de las virutas de un proceso de torneado asistido con electropulsos, en comparación con las morfologías de las virutas obtenidas en un proceso de torneado convencional análogo.

1.6 Aportes que pretende hacer la Tesis

Los aportes que pretende hacer la presente tesis son:

- Coadyuvar a ampliar el conocimiento y la comprensión del proceso EAF de torneado asistido con electropulsos, por lo tanto, tendrá una utilidad científica.
- Dejar disponible la instrumentación y utillajes desarrollados, con el objetivo de continuar los procesos de investigación, de acuerdo con lo indicado en el numeral 5.2.
- Desarrollar un modelo teórico que represente el comportamiento mecánico de un material metálico cuando es torneado con la asistencia de electropulsos.
- Adicionalmente, se contribuirá al desarrollo de una tecnología que podría en el futuro reducir costos de fabricación, puesto que, según diferentes estudios, la reducción en la energía específica de corte empleada puede ser del orden de hasta el 25%.

2 Determinación de cambios en la maquinabilidad en procesos de torneado asistido con electropulsos, evaluando cambios en las fuerzas de corte y en la potencia de corte

De acuerdo con *Groover* (2015), la maquinabilidad se puede evaluar por cambios en: la vida de la herramienta, las fuerzas y potencias de mecanizado, el acabado superficial y la facilidad de eliminación de viruta.

Evaluando cambios en las fuerzas de corte, la potencia de corte y la energía específica de corte, en el presente capítulo se indagará sobre cambios en la maquinabilidad de acero AISI/SAE 1045, tanto en estado de suministro o templado, torneado convencionalmente, y con la asistencia de electropulsos.

2.1 Descripción general de la experimentación en torneado cilíndrico asistido con electropulsos

Las experimentaciones de torneado asistido con electropulsos se desarrollaron bajo el esquema de torneado en corte oblicuo, con un arreglo como el mostrado en la Figura 2-1. La zona de corte primario A_c , está definida por el área OABC, y los ángulos y variables que definen la geometría de corte son: ángulo de posición del filo principal de la herramienta ϕ , ángulo de corte φ , ángulo de desprendimiento de la viruta γ , avance f , profundidad de corte d , espesor de la capa no cortada de la viruta t_o , espesor de viruta t_c , ancho de la viruta no cortada W_o y ancho de la viruta C_w .

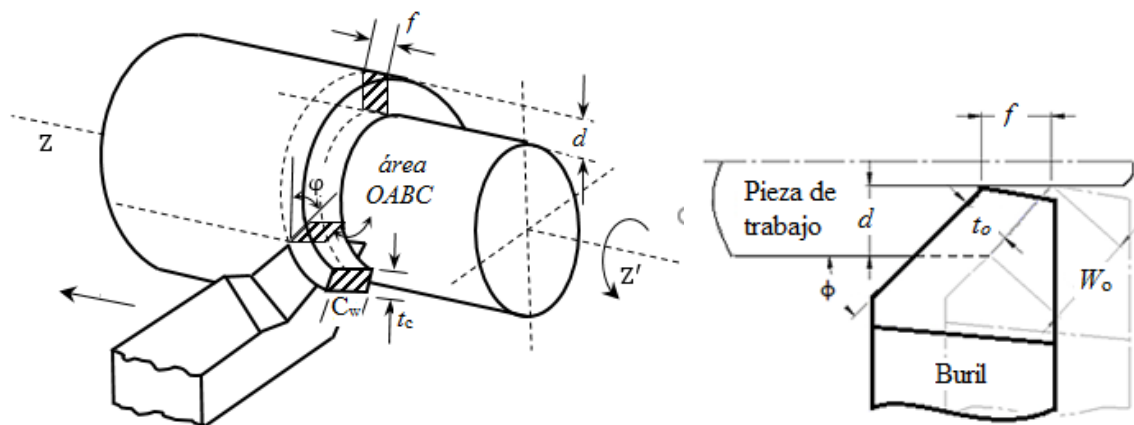


Figura 2-1 Geometría básica de un proceso de torneado en corte oblicuo

En la Figura 2-2 se aprecian los ángulos de posición del filo principal de la herramienta ϕ , ángulo de corte φ y ángulo de desprendimiento de la viruta γ , para el modelo de corte oblicuo utilizado.

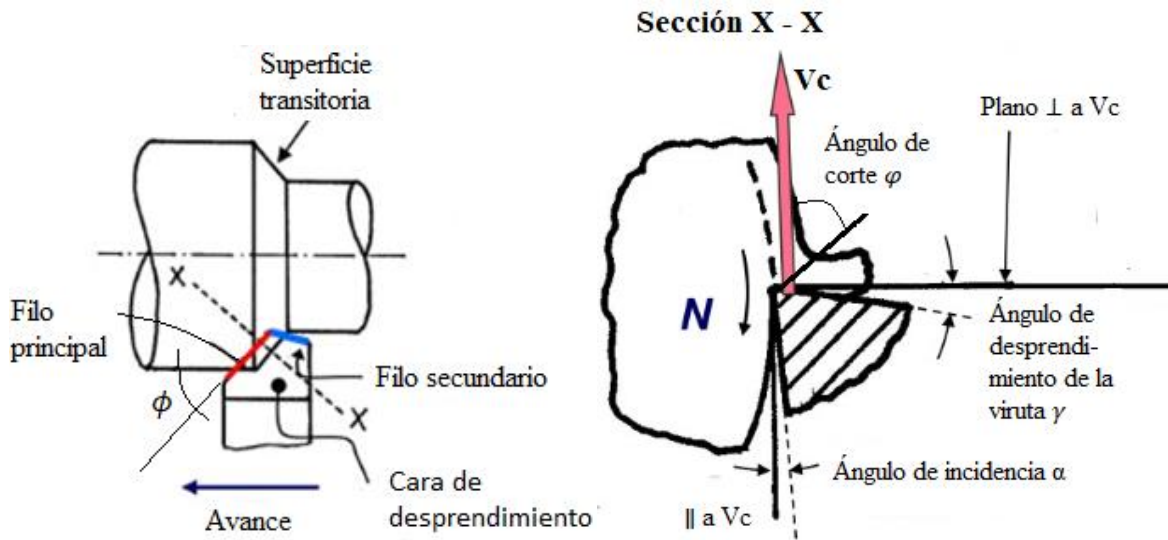


Figura 2-2 Ángulos de posición del filo principal y de corte, en corte oblicuo (Escuela Técnica superior de Ingeniería)

En la Figura 2-3 se aprecia el esquema general utilizado en la presente tesis para aplicar los electropulsos a la pieza de trabajo. El generador de pulsos empleado, fue de fabricación propia del equipo de trabajo, elaborado con transistores *Mosfet* y provee una intensidad corriente máxima de 130 A. La frecuencia de disparo de los pulsos puede variarse en un rango de [100 – 300] Hz, y los anchos de pulso pueden elegirse como alguno de estos 4 valores: [50, 100, 150, 200] μ s.

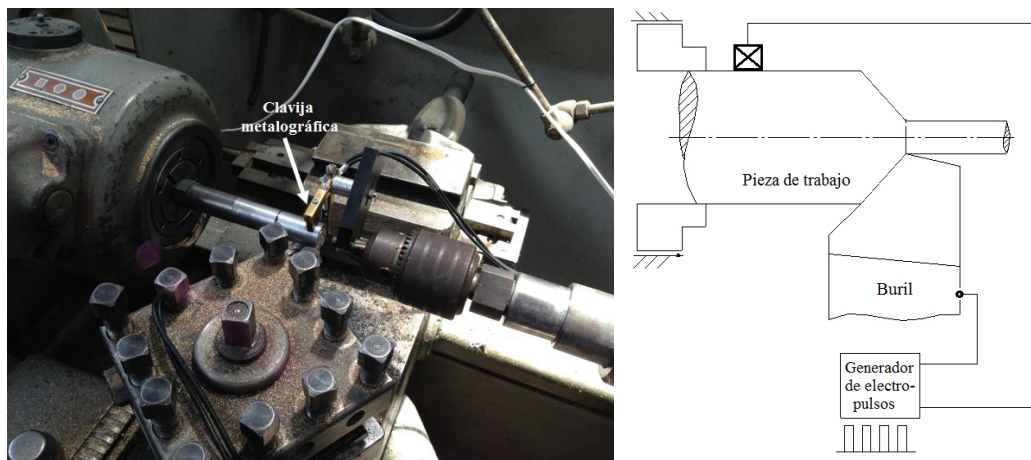


Figura 2-3 Esquema del sistema eléctrico para torneado con electropulsos

Para garantizar que los electropulsos circulen a través de la pieza de trabajo (y que no haya fugas de energía hacia la máquina o sus utillajes) los especímenes y la herramienta de corte, fueron aisladas eléctricamente utilizando dados poliméricos. Para cerrar el circuito eléctrico, sobre la pieza de trabajo se adosa una clavija metalográfica.

Con el objetivo de medir las fuerzas de corte durante los procesos de torneado y posteriormente determinar la energía específica de corte, un dispositivo de medición de fuerzas y temperatura (Figura 2-4), de fabricación propia, fue utilizado. El dispositivo está compuesto por celdas de carga tipo viga, con capacidades de carga máxima de 250 kg-f (2450 N), una termocupla Max 6675 con rango (0 - 800) °C, tipo K, un dispositivo de procesamiento de señales e información basado en un microprocesador Arduino, una interfaz HMI elaborada en el software *Labview*, configurada para exportar datos a una hoja electrónica Excel. En la Figura 2-5 se presenta una imagen de las gráficas obtenidas con el sistema de medición y procesamiento.

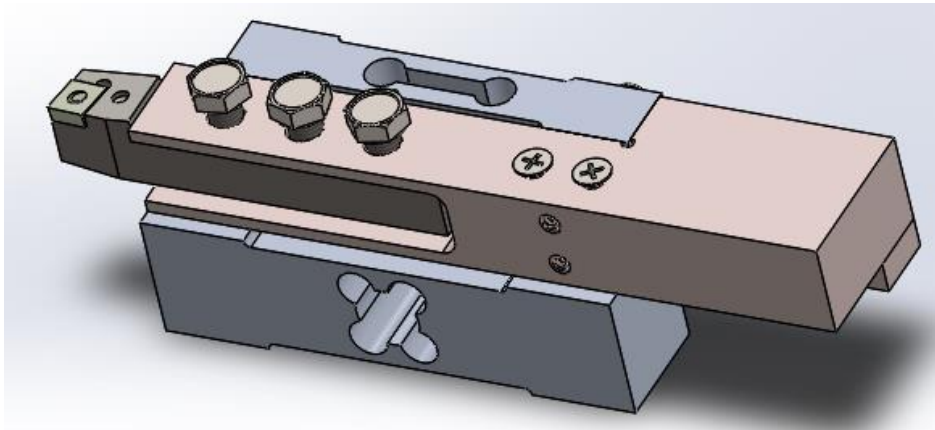


Figura 2-4 Vista general del dispositivo utilizado para medición de fuerzas de corte y avance

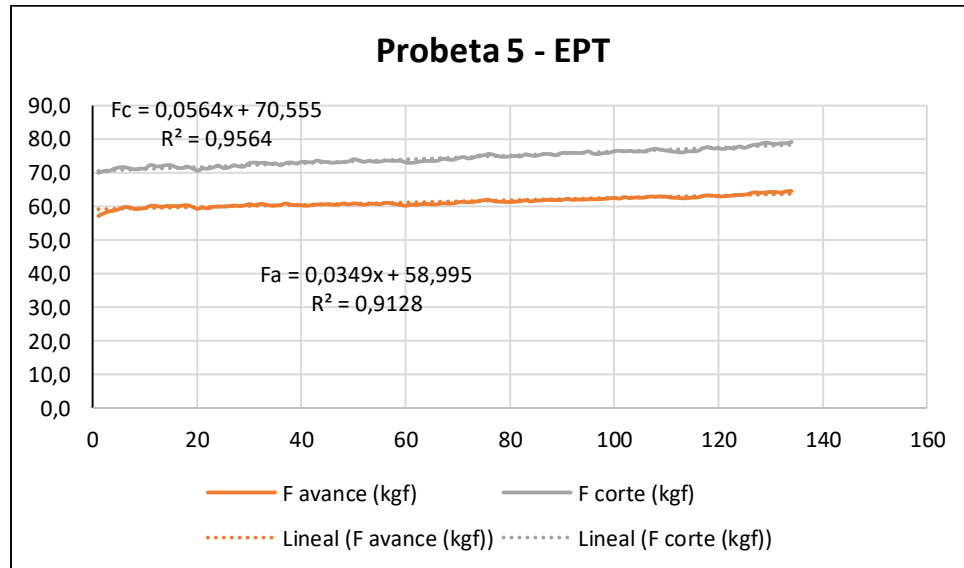


Figura 2-5 Ejemplo de gráficas de fuerzas de corte y de avance obtenidas con el sistema de adquisición y procesamiento

Los ensayos de torneado en seco, asistido con electropulsos y en corte oblicuo, fueron llevados a cabo en un torno TOZ, modelo ZPS-R5, y las probetas fueron montadas entre copa y punta. La herramienta de corte utilizada en las diferentes experimentaciones corresponde a una de carburo de tungsteno HM (*Hard Metal*), SNMG 120404 SH NX2525, cuyo radio de punta R_t es 0.4 mm y posee rompevirutas.

Las experimentaciones se llevaron a cabo en cuatro momentos:

- Experimentación preliminar destinada a determinar el impacto de la acción de los electropulsos al tornearse algunos materiales metálicos de uso común en la industria, tales como aluminio 6061, latón SAE 41, aceros AISI/SAE 1020, 1045 y 4140. Los resultados de dicho trabajo fueron reportados en Sánchez *et al* (2015), (2015), y Montilla *et al* (2014), e indicaron que, los mejores cambios en cuanto a acabado superficial y maquinabilidad, ocurrieron para los aceros.
- Dados los resultados mencionados anteriormente, Montilla *et al* (2018) condujeron una nueva experimentación, destinada a determinar cambios preliminares en la maquinabilidad, al tornearse acero AISI/SAE 1045 con la asistencia de electropulsos, evaluando cambios en la vida de la herramienta, fuerzas y potencias de corte, y facilidad en la evacuación de la viruta. En el numeral 2.2 se presentarán los resultados de esta experimentación, en lo concerniente a cambios en la fuerza, potencia y energía específica de corte, mientras que en el numeral 3.1 se presentará lo relacionados con cambios en la vida de la herramienta y facilidad de evacuación de la viruta.
- Posteriormente, se condujo una experimentación con el fin de determinar la ocurrencia de cambios en la maquinabilidad de acero AISI/SAE 1045 en estado de temple, al ser torneado con electropulsos, con diferentes condiciones de corte; los resultados obtenidos se presentarán en el numeral 2.3.
- Por último, dados los resultados obtenidos en el numeral 2.2 y los reportados por Sánchez *et al* (2015), se condujo una experimentación destinada a indagar por los cambios en la maquinabilidad del acero AISI/SAE 1045, al ser asistido el proceso con diferentes niveles de energía proporcionada con los electropulsos, y con diferentes parámetros de corte; los resultados obtenidos se presentarán en el numeral 2.4.

En las diferentes experimentaciones reportadas en los numerales 2.2 a 2.4, se utilizó acero AISI/SAE 1045 laminado en frío, con el cual se maquinaron probetas de dimensiones $\phi 12.7$ mm x 70 mm. Se trata de un acero de medio contenido de carbono, de amplia utilización en la industria, su dureza en estado de suministro es del orden de 108 HRB y su composición química es la mostrada en la Tabla 2-1.

Elemento	C	Mn	Si	S	P	Fe
%	0.45	0.70	0.25	0.007	0.008	Bal.

Tabla 2-1 Composición química de barras de AISI/SAE 1045 (Compañía General de Aceros)

Un parámetro de amplia utilización para la estimación de la potencia consumida en el corte \dot{W}_C , es la energía específica de corte E_S^* , la cual se expresa de acuerdo con lo mostrado por la fórmula 2.1.

$$E_S^* = \frac{\dot{W}_C}{MRR} \quad (2.1)$$

donde,

\dot{W}_C es la potencia consumida por el corte;
 MRR , es la tasa de remoción de material (*Material Removal Rate*).

Para obtener la potencia de corte \dot{W}_C indicada en la fórmula 2.1, se utiliza el concepto clásico indicado en la fórmula 2.2.

$$\dot{W}_C = F_c \cdot V_c \quad (2.2)$$

donde,

F_c , es la fuerza de corte (N), medida con el dispositivo indicado en la Figura 2-3;
 V_c , es la velocidad de corte (m/min).

El modelo clásico para estimar MRR es el descrito por la fórmula 2.3.

$$MRR = V_c \cdot f \cdot d \quad (2.3)$$

donde,

f , es el avance de la herramienta (mm para una vuelta);
 d , es la profundidad de corte (mm).

Alternativamente, *Sánchez et al* (2015) propusieron reescribir MRR de acuerdo con lo expresado por la fórmula 2.4, con el objetivo de referir el cálculo al diámetro D de la pieza de trabajo. Para el presente estudio se utilizará esta fórmula 2.4.

$$MRR = V_c \cdot f \cdot d \cdot \left(1 - \frac{d}{D}\right) \quad (2.4)$$

La densidad de corriente J , (cantidad de corriente que circula por unidad de área) en procesos asistidos eléctricamente EAF (*Electrically Assisted Forming*), de manera genérica se calcula de acuerdo con lo indicado por la fórmula 2.5.

$$J_{RMS} = \frac{I_{RMS}}{A_c} = \frac{V_{RMS}}{R_{gen}} = \frac{V_{m\acute{a}x} \cdot \sqrt{F \cdot B}}{R_{gen}} \quad (2.5)$$

donde:

J_{RMS} , es la densidad de corriente efectiva aplicada (A/mm²);
 I_{RMS} , es la corriente efectiva aplicada (A);
 R_{gen} , es la resistencia interna del generador construido (0.1875 Ω);
 F, B , son los valores de frecuencia (Hz) y ancho (μ s) de los electropulsos;
 A_c , es el área transversal por donde circula la corriente I (mm²).

En un proceso de corte oblicuo como el mostrado en la Figura 2-1, se puede apreciar que el área por donde circula la corriente de alta densidad corresponde al plano de corte OABC (*shear plane*), es decir, la zona más altamente deformada durante el proceso de mecanizado. La determinación del área del plano de corte A_c se basará en la mecánica clásica del corte de metales, de acuerdo con lo descrito por las fórmulas 2.6, 2.7 y 2.8, y su aplicación implica el uso de datos reales obtenidos de las mediciones de espesor y ancho de virutas.

$$\tan \varphi = \frac{\cos \gamma \cdot r_c}{1 - r_c \cdot \sin \gamma} = \frac{\cos \gamma}{CCR - \sin \gamma} \quad (2.6)$$

$$r_c = \frac{t_0}{t_c} = \frac{f \cdot \sin \phi}{t_c} \quad (2.7)$$

$$A_c = \frac{f \cdot \sin \phi}{\sin \varphi} \cdot W_c \quad (2.8)$$

donde,

φ , es el ángulo de corte o *shear plane* (°);

γ , es el ángulo de desprendimiento de la viruta (°);

r_c , es la relación de viruta o chip ratio (adimensional);

CCR , es la razón de compresión de viruta (*Chip compression ratio*) o inverso de r_c ;

ϕ , es ángulo de posición del filo principal de la herramienta (°);

t_c , es el espesor real de la viruta (mm);

C_w , es el ancho real de la viruta (mm);

A_c , es el área del plano de corte OABC (mm).

2.2 Resultados experimentales de cambios en la maquinabilidad, asociados al efecto de los electropulsos sobre las herramientas de corte empleadas

Como se indicó en el numeral 2.1, en el presente numeral se mostrarán los resultados asociados a cambios en la fuerza, potencia y energía específica de corte, y en el capítulo 3, se mostrarán los resultados asociados a desgaste de la herramienta. En la Tabla 2-2 se presentan las condiciones de los ensayos y los parámetros de corte asociados.

En la presente experimentación se trabajaron ocho condiciones de corte, cuatro de ellas con herramientas HM y otras cuatro con herramientas HSS. Para propósitos de comparación con los numerales 2.3 y 2.4 (en donde sólo se trabajó con herramientas HM), en el presente numeral solo se reportará lo concerniente a las condiciones 1 a 4, con herramientas HM.

Condición de ensayo	C1	C2	C3	C4
Herramienta		HM		
Velocidad de corte (min ⁻¹)	1133	1133	573	573
Velocidad de corte (m/min)		45		23
Avance (mm/rev.)		0.174		
Profundidad de corte (mm)		1		
Ángulo de desprendimiento γ (°)		3		
Ángulo de posición del filo principal de la herramienta ϕ (°)		30		
Electropulsos	Sí	No	Sí	No

Tabla 2-2 Condiciones de los ensayos y parámetros de corte; Montilla et al (2018)

En la Tabla 2-3 se presentan las dimensiones de virutas obtenidas y las relaciones de las virutas r_c calculadas, mientras que en la Tabla 2-4 se presentan los parámetros de los electropulsos. Dados el ángulo de desprendimiento γ y el ángulo de posición del filo

principal de la herramienta ϕ (Tabla 2-2), las dimensiones de viruta (Tabla 2-3), y utilizando la fórmula 2.6, se obtiene el ángulo de corte φ . Seguidamente, haciendo uso de la fórmula 2.8 se obtiene el área A_c . Por último, usando la fórmula 2.5 se obtiene la densidad de corriente efectiva J_{RMS} aplicada durante el proceso.

Condición de ensayo	C1	C2	C3	C4
Espesor de viruta sin cortar t_o (mm)		0.09		
Espesor de viruta t_c (mm)	0.548 ± 0.004	0.565 ± 0.014	0.747 ± 0.030	0.763 ± 0.077
Ancho de viruta C_w (mm)	1.017 ± 0.102	0.948 ± 0.078	0.936 ± 0.045	0.938 ± 0.045
Relación de viruta r_c	0.164	0.159	0.120	0.118

Tabla 2-3 Dimensiones de virutas y relación de viruta; Montilla et al (2018)

Para cada una de las condiciones de ensayo indicadas en la Tabla 2-2 (incluyendo las dos réplicas), la Tabla 2-5 presenta los valores de fuerzas de corte obtenidas (medidas con el dispositivo mostrado en la Figura 2-3), de tasas de remoción de material MRR (fórmula 2.4) y de energías específica de corte E_S^* (fórmulas 2.2 y 2.1).

Condición de ensayo	Frecuencia (Hz)	Ancho de pulso (μs)	I_{RMS} (A)	Área de plano de corte A_c (mm^2)	Densidad de corriente J_{RMS} (A/mm^2)
C1	300	200	26.93	0.089	302.58
C3				0.082	328.41

Tabla 2-4 Parámetros de los electropulsos; Montilla et al (2018)

Condición de ensayo	Velocidad de corte (m/min)	Electropulsos	Fuerza media de corte (N)	MRR (mm^3/min)	Energía específica de corte E_S^* ($\frac{W \cdot s}{mm^3}$)
C2 ₁	45	No	508.7	120.8	3.17
C4 ₁	23		629.7	61.1	3.93
C2 ₂	45		484.1	120.8	3.02
C4 ₂	23		637.1	61.1	3.97
C2 ₃	45		508.3	120.8	3.17
C4 ₃	23		617.9	61.1	3.85
C1 ₁	45	Sí	446.9	120.8	2.79
C3 ₁	23		592.9	61.1	3.70
C1 ₂	45		448.4	120.8	2.80
C3 ₂	23		576.2	61.1	3.59
C1 ₃	45		430.3	120.8	2.68
C3 ₂	23		585.1	61.1	3.65

Tabla 2-5 Datos de fuerza de corte, tasas de remoción de material y energías específicas de corte, obtenidas durante la experimentación

En la Tabla 2-6 se presenta un resumen de los promedios de las energías específicas de corte obtenidas, para cada una de las condiciones de ensayo indicadas. Se observa el efecto benéfico de los electropulsos sobre la maquinabilidad del acero AISI/SAE 1045, mostrando reducciones de la E_S^* entre un 7.0% y un 11.5%.

Condición de ensayo	Energía específica de corte E_S^* Convencional ($\frac{W \cdot s}{mm^3}$)	Energía específica de corte E_S^* EPT ($\frac{W \cdot s}{mm^3}$)	Variación E_S^*
$V_c = 45$ m/min	3.12	2.76	11.5%
$V_c = 23$ m/min	3.92	3.65	7.0%

Tabla 2-6 Resumen de valores de E_S^* y sus reducciones al aplicar electropulsos

2.3 Resultados experimentales de cambios maquinabilidad, asociados al efecto de los electropulsos al torneear probetas templadas de AISI/SAE 1045

Un estudio fue conducido, con el fin de evaluar la ocurrencia de cambios en la maquinabilidad de materiales duros, al ser torneados con la asistencia de electropulsos. Se tomaron 24 especímenes de acero AISI/SAE 1045, los cuales fueron templados en agua a 860 °C, y revenidos a 250 °C.

La dureza fue evaluada con un durómetro *Werkstoffprüfmaschinen* HP-250. Para cada espécimen se tomaron y promediaron cinco lecturas, y dada su forma cilíndrica, se utilizó un factor de corrección indicado por la norma ASTM E18-79 (2017). Para la medición de las durezas Rockwell C de las probetas templadas, se aplicó una carga de 150 kg-f, durante 5 s. Las probetas pasaron de tener una dureza promedio en estado de suministro de (104.4 ± 1.9) HRB, a (47.2 ± 1.4) HRC, una vez fueron templadas. De acuerdo con la curva de Banda de templabilidad de la Figura 2-6, y dada la dureza Rockwell C obtenida, la posible penetración del temple estuvo entre 3 mm y 6 mm.

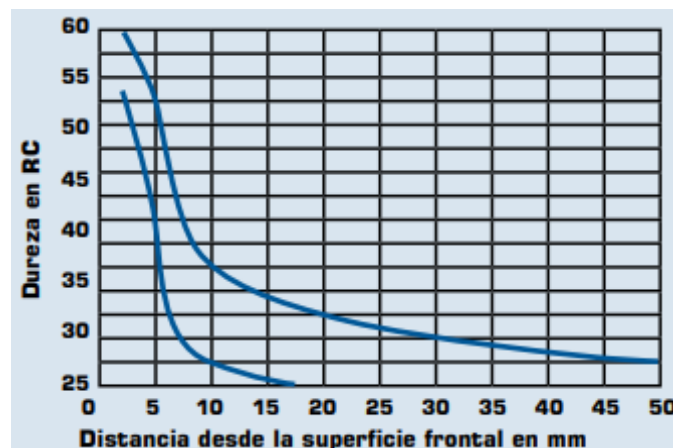


Figura 2-6 Banda de templabilidad acero AISI/SAE 1045; (Compañía General de Aceros)

Dado que el número de factores que intervienen en un proceso de torneado asistido con electropulsos es relativamente alto (cinco); y que es elevada la cantidad de labor y recursos

que implicaría desarrollar la experimentación bajo el esquema de un diseño factorial completo, se decidió entonces utilizar un diseño de experimentos DOE, del tipo factorial fraccionado, con $k = 5$ factores y $p = 2$ niveles (los factores y sus niveles son presentados en la Tabla 2-7). El diseño fraccionado es de la forma 2^{k-p} , donde $k = 5$ y $p = 2$ (fracción $1/4$, resolución III), por lo tanto, para un ensayo y dos réplicas el número total de corridas requeridas es de 24, siendo la fuerza de corte la variable de salida del experimento.

Condición de ensayo	Niveles	
Profundidad de corte (mm)	1.2	0.8
Velocidad de corte (m/min)	45	23
Avance (mm/rev.)	0.174	0.138
Electropulsos*	Sí	No
Temple	Sí	No

Tabla 2-7 Factores y niveles de la experimentación con probetas templadas

El factor de electropulsos* indicado en la Tabla 2-7, fue aplicado a la máxima corriente efectiva que puede entregar el generador, es decir, $I_{RMS} = 26.93$ A (Frecuencia de 300 Hz y ancho de pulso de 200 μ s). En la Tabla 2-8 se presenta el diseño factorial utilizado.

Orden	Profundidad de corte (mm)	Electropulsos (300 Hz/200 μ s)	Velocidad de corte (m/min)	Avance (mm/rev.)	Temple
1	0.8	Sí	45	0.138	No
2	0.8	Sí	23	0.138	Sí
3	1.2	No	45	0.138	Sí
4	0.8	No	23	0.174	Sí
5	1.2	Sí	23	0.174	No
6	0.8	No	45	0.174	No
7	1.2	Sí	45	0.174	Sí
8	1.2	Sí	45	0.174	Sí
9	0.8	Sí	23	0.138	Sí
10	1.2	No	23	0.138	No
11	1.2	No	23	0.138	No
12	1.2	No	45	0.138	Sí
13	1.2	Sí	23	0.174	No
14	0.8	Sí	45	0.138	No
15	1.2	Sí	23	0.174	No
16	0.8	Sí	23	0.138	Sí
17	0.8	No	45	0.174	No
18	1.2	No	23	0.138	No
19	1.2	No	45	0.138	Sí
20	0.8	No	23	0.174	Sí
21	1.2	Sí	45	0.174	Sí
22	0.8	No	23	0.174	Sí
23	0.8	Sí	45	0.138	No
24	0.8	No	45	0.174	No

Tabla 2-8 Diseño factorial aplicado

Para todas las condiciones de ensayo el ángulo de desprendimiento γ fue de 10° , y el ángulo de posición del filo principal de la herramienta ϕ fue de 55° .

Para propósitos de más rápida comprensión de los resultados, el orden de los ensayos del DOE planteado en la Tabla 2-8, fue agrupado así:

- Sin templar, sin electropulsos y avance alto (6, 17, 24)
- Sin templar, sin electropulsos y avance bajo (10, 11, 18)
- Templadas, sin electropulsos y avance bajo (3, 12, 19)
- Templadas, sin electropulsos y avance alto (4, 20, 22)
- Sin templar, con electropulsos y avance bajo (1, 14, 23)
- Sin templar, con electropulsos y avance alto (5, 13, 15)
- Templadas, con electropulsos y avance bajo (2, 9, 16)
- Templadas, con electropulsos y avance alto (7, 8, 21)

Para el torneado convencional, en la Tabla 2-9 se presentan las dimensiones de virutas obtenidas y las respectivas relaciones de las virutas r_c calculadas. Para el torneado asistido con electropulsos, en la Tabla 2-10 se presentan las dimensiones de virutas obtenidas y las relaciones de las virutas r_c calculadas, mientras que en la Tabla 2-11 se presentan los parámetros de los electropulsos. Dados el ángulo de desprendimiento γ y el ángulo de posición del filo principal de la herramienta ϕ , las dimensiones de las virutas (Tabla 2-10), y realizando el cálculo mediante la fórmula 2.6, se obtiene el ángulo de corte φ . Seguidamente, por medio de la fórmula 2.8 se obtiene el área A_c . Por último, mediante la fórmula 2.5 se obtiene la densidad de corriente efectiva J_{RMS} utilizada durante el proceso.

Condición de ensayo	Espesor de viruta sin cortar t_0 (mm)	Espesor de viruta t_c (mm)	Ancho de viruta C_w (mm)	Relación de viruta r_c	Ángulo de corte φ ($^\circ$)	Área plano de corte A_c (mm ²)
6, 17, 24	0.143	0.742 ± 0.059	1.029 ± 0.212	0.193	13.5	0.630
10, 11, 18	0.113	0.721 ± 0.044	1.344 ± 0.092	0.157	11.0	0.796
3, 12, 19	0.113	0.258 ± 0.036	1.494 ± 0.122	0.438	30.1	0.337
4, 20, 22	0.143	0.399 ± 0.022	1.168 ± 0.097	0.358	24.9	0.397

Tabla 2-9 Dimensiones de virutas y relación de viruta para condiciones de ensayo de torneado convencional

Condición de ensayo	Espesor de viruta sin cortar t_0 (mm)	Espesor de viruta t_c (mm)	Ancho de viruta C_w (mm)	Relación de viruta r_c	Ángulo de corte φ ($^\circ$)
1, 14, 23	0.113	0.439 ± 0.033	1.347 ± 0.091	0.248	17.5
5, 13, 15	0.143	0.914 ± 0.047	1.917 ± 0.072	0.156	11.0
2, 9, 16	0.113	0.254 ± 0.021	1.323 ± 0.126	0.445	30.6
7, 8, 21	0.143	0.388 ± 0.029	1.458 ± 0.098	0.367	25.6

Tabla 2-10 Dimensiones de virutas y relación de viruta para condiciones de ensayo de torneado asistido con electropulsos

Al comparar los valores de las relaciones de viruta r_c y ángulo de corte φ , mostrados en las Tablas 2.9 y 2.10, no se aprecian cambios significativos entre asistir o no el proceso con electropulsos.

Condición de ensayo	Frecuencia (Hz)	Ancho de pulso (μ s)	I_{RMS} (A)	Temple	Área plano de corte A_c (mm^2)	Densidad de corriente J_{RMS} (A/ mm^2)
1, 14, 23	300	200	16.64	No	0.506	32.86
5, 13, 15				Sí	1.436	11.59
2, 9, 16				Sí	0.294	56.58
7, 8, 21				Sí	0.481	34.59

Tabla 2-11 Parámetros de los electropulsos y densidad de corriente

Para cada una de las condiciones de ensayo indicadas en la Tabla 2-8, en la Tabla 2-12 se presenta los valores de fuerzas de corte obtenidas (véase Figura 2-3), de tasas de remoción de material MRR (fórmula 2.4) y de energías específica de corte E_s^* (fórmulas 2.2 y 2.1).

Orden de ensayo	Velocidad de corte (m/min)	Prof. Corte (mm)	Avance (mm/rev.)	Electropulsos	Temple	Fuerza media de corte (N)	Tasa de remoción de material MRR (mm^3/min)	Energía específica de corte E_s^* ($\frac{W \cdot s}{mm^3}$)	
6	45	0.8	0.174	No	No	428.3	98.3	3.28	
10	23	1.2	0.138			598.8	57.1	3.99	
11	23	1.2	0.138			572.3	57.1	3.82	
17	45	0.8	0.174			473.3	98.3	3.63	
18	23	1.2	0.138			608.6	57.1	4.06	
24	45	0.8	0.174			421.4	98.3	3.23	
		1.2	0.138						
3	45	0.8	0.174				596.8	113.0	3.98
4	23	1.2	0.138				428.3	49.7	3.28
12	45	1.2	0.138			Sí	558.6	113.0	3.73
19	45	0.8	0.174			Sí	533.1	113.0	3.56
20	23	0.8	0.174			Sí	453.7	49.7	3.48
22	23	0.8	0.138		Sí	440.0	49.7	3.37	
		1.2	0.174						
1	45	1.2	0.174			335.2	77.9	3.24	
5	23	0.8	0.138			699.7	72.0	3.70	
13	23	1.2	0.174		No	696.8	72.0	3.69	
14	45	0.8	0.138		No	365.5	77.9	3.53	
15	23	0.8	0.138		No	712.5	72.0	3.77	
23	45	1.2	0.174		No	389.1	77.9	3.76	
		1.2	0.174	Sí					
2	45	0.8	0.138			394.0	113.0	3.81	
7	23	0.8	0.138			708.5	49.7	3.75	
8	45	1.2	0.174			638.0	113.0	3.37	
9	45	0.8	0.174		Sí	384.2	113.0	3.71	
16	23	1.2	0.138		Sí	385.1	49.7	3.72	
21	23	1.2	0.138		Sí	710.5	49.7	3.76	

Tabla 2-12 Condiciones de ensayo para probetas templadas

Haciendo uso del software (*Minitab 2018* ®), un test de normalidad con un valor de significancia $p = 0.029$ indicó que las fuerzas de corte halladas se ajustan a una distribución normal y adicionalmente, una prueba de *Grubbs* descartó la existencia de valores atípicos.

Haciendo uso del (*Minitab 2018* ®), y utilizando la información del DOE indicado en la Tabla 2-8, se obtuvieron los gráficos de residuos mostrados en la Figura 2-7, los cuales corresponden a las fuerzas de corte indicadas en la Tabla 2-12.

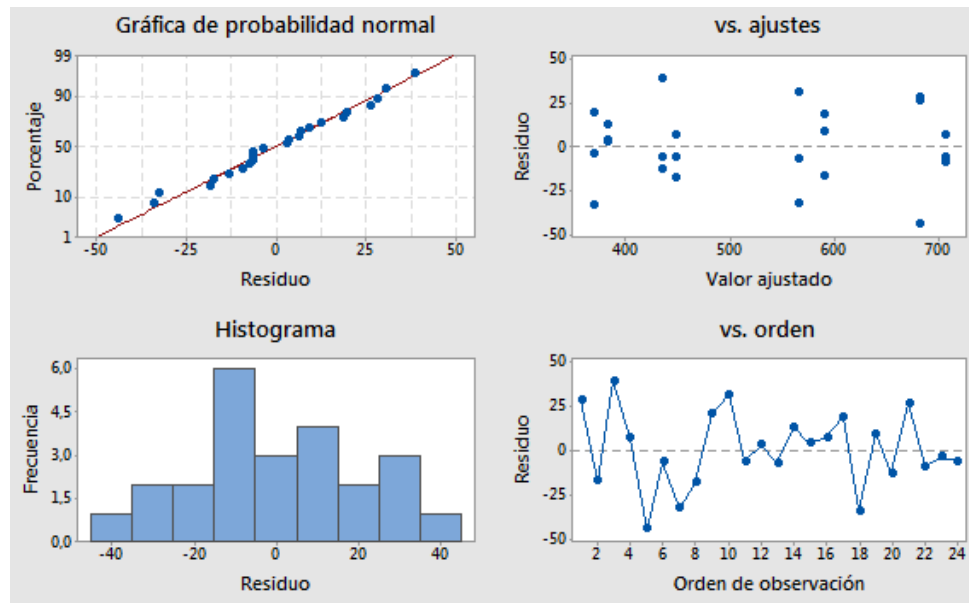


Figura 2-7 Gráficos de residuos para fuerza de corte (*Minitab 2018* ®)

En la Figura 2-8 se presenta el diagrama de Pareto de efectos estandarizados para Fuerzas de corte, indicando que, en orden descendente, las variables que provocan cambios más importantes en las fuerzas de corte, son la profundidad de corte, el avance de la herramienta, y en menor cuantía, la acción de los electropulsos.

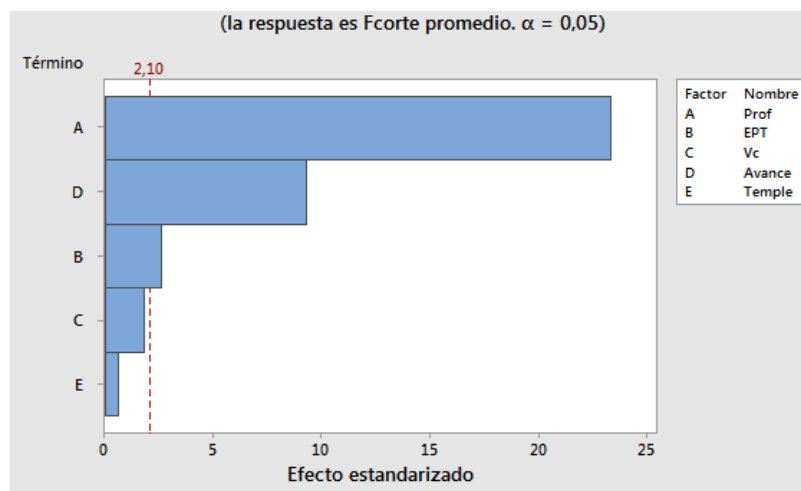


Figura 2-8 Diagrama de Pareto de efectos estandarizados para Fuerzas de corte (*Minitab 2018* ®)

En el gráfico de Efectos principales (Figura 2-9) se aprecia que los incrementos en la profundidad de corte y el avance, elevan con gran pendiente el valor de la fuerza promedio de corte, y complementariamente, la aplicación de los electropulsos eleva la fuerza de corte, aunque en una pequeña cuantía. Los comportamientos mencionados fueron corroborados por el respectivo incremento en la energía específica de corte E_S^* (Véase la Tabla 2-13).

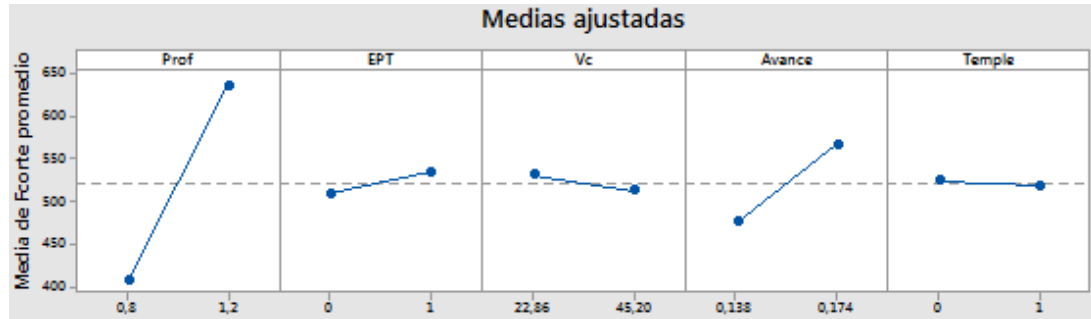


Figura 2-9 Gráfica de efectos principales para fuerza de corte (Minitab 2018 ®)

En los gráficos de interacción para la fuerza promedio de corte de la Figura 2-10, se aprecia que el efecto combinado de electropulsos y velocidad de corte (EPT*Vc), y electropulsos y temple (EPT*Temple), incrementan ligeramente la fuerza promedio de corte, lo cual se corresponde con resultados observados en la Tabla 2-13, es decir, incrementos de energía específica de corte E_S^* al torneado con la asistencia de electropulsos. Complementariamente, el efecto combinado de ausencia de electropulsos y bajo avance (EPT*avance), reduce la Fuerza promedio de corte.

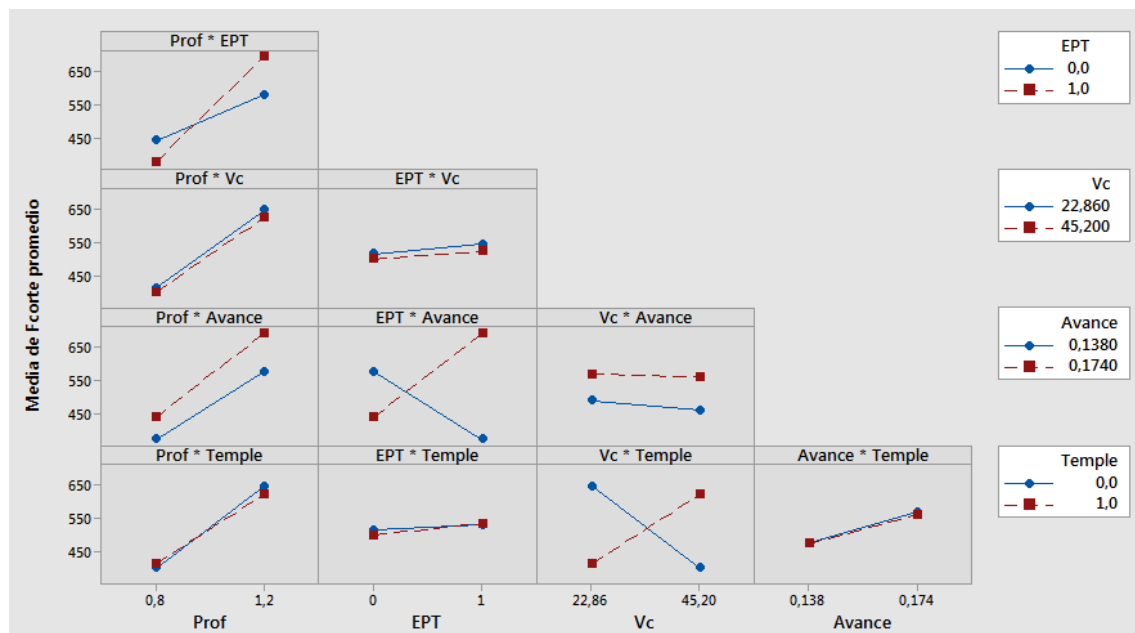


Figura 2-10 Gráficos de interacción para la fuerza promedio de corte (Minitab 2018 ®)

En la Tabla 2-13 se presenta un resumen de los promedios de las energías específicas de corte E_S^* obtenidas, para cada una de las condiciones de ensayo indicadas. Se efectuaron dos agrupamientos, pero se observa que los electropulsos no generaron mejoras sobre la maquinabilidad del acero AISI/SAE 1045 en condición de temple, y generaron ligeros aumentos de la E_S^* empleada.

Para el primer grupo de ensayos (Probetas templadas y en estado de suministro, torneadas con y sin la asistencia de electropulsos) las medias muestrales y desviaciones estándar de las energías específicas de corte E_S^* fueron 3.747 ± 0.934 y 3.617 ± 0.086 , y adicionalmente un análisis de varianza ANOVA de 0.651, indica que esencialmente son la misma población, es decir, los electropulsos no tuvieron efecto positivo en la maquinabilidad.

Para el segundo grupo de ensayos (Probetas templadas, torneadas con y sin la asistencia de electropulsos) las medias muestrales y desviaciones estándar de las energías específicas de corte E_S^* fueron 3.688 ± 0.157 y 3.566 ± 0.254 , y adicionalmente un análisis de varianza ANOVA de 0.342, indica que esencialmente también son la misma población, es decir, los electropulsos no tuvieron efecto positivo en la maquinabilidad. Para las condiciones específicas de corte aplicadas, el área A_c fue muy grande (Véanse las Tablas 2-11 y 2-4), con lo cual la densidad de corriente fue muy baja. Por otra parte, la penetración del temple fue muy alta como se puede apreciar de la banda de templabilidad de la Figura 2-5 (y como se podrá apreciar en el numeral 3.3.1 en cuanto a macrodurezas); y probablemente el cambio de las microestructuras, inducido por el temple, podría tener efectos en la acción de los electropulsos. Será necesario adelantar estudios que confirmen o refuten esta suposición.

En tercera fila de la Tabla 2-13 se presenta una comparación de las energías específicas de corte E_S^* para las probetas en estado de suministro, apreciándose una reducción pequeña cuando el torneado se asiste con electropulsos, tal como se apreció en el numeral 2.2, y acorde con los reportado por *Sánchez et al* (2015), y *Hameed et al* (2018).

Condición de ensayo	Energía específica de corte E_S^* Convencional $\left(\frac{W \cdot s}{mm^3}\right)$	Energía específica de corte E_S^* EPT $\left(\frac{W \cdot s}{mm^3}\right)$	Variación Energía específica de corte E_S^* (%)
Probetas templadas y en estado de suministro, torneadas con y sin la asistencia de electropulsos	3.62	3.65	-0.8%
Probetas templadas, torneadas con y sin la asistencia de electropulsos	3.57	3.69	-3.4%
Probetas en estado de suministro, torneadas con y sin la asistencia de electropulsos	3.67	3.61	1.5%

Tabla 2-13 Resumen de valores de E_S^* y sus cambios al aplicar electropulsos

2.4 Evaluación de cambios en la maquinabilidad al torneado de probetas en estado de suministro, con diferentes niveles de energía aportada por los electropulsos

Posteriormente, un nuevo estudio fue conducido, con el fin de evaluar la ocurrencia de cambios en la maquinabilidad de acero AISI/SAE 1045, al ser torneado con la asistencia de diferentes niveles de energía en forma de electropulsos.

De nuevo, y tal como se comentó en el numeral 2.3, dado que el número de factores que intervienen en un proceso de torneado asistido con electropulsos es relativamente alto (cinco); y la elevada la cantidad de labor y recursos que implicaría desarrollar la experimentación bajo el esquema de un diseño factorial completo, se decidió entonces utilizar un diseño de experimentos DOE, del tipo factorial fraccionado, con $k = 5$ factores y $p = 2$ niveles. Los factores y sus niveles son presentados en la Tabla 2-14.

Condición de ensayo	Niveles	
Profundidad de corte (mm)	1.2	0.8
Velocidad de corte (m/min)	45	23
Avance (mm/rev.)	0.174	0.138
Frecuencia (Hz)	300	100
Ancho de pulso (μ s)	200	50

Tabla 2-14 Factores y niveles de la experimentación con probetas de acero AISI/SAE 1045 en estado de suministro

El diseño fraccionado es de la forma 2^{k-p} , donde $k = 5$ y $p = 2$ (fracción $1/4$, resolución III); por lo tanto, para un ensayo y dos réplicas el número total de corridas requeridas es de 24, siendo la fuerza de corte la variable de salida del experimento. En la Tabla 2-15 se presenta el diseño factorial utilizado.

Para todas las condiciones de ensayo el ángulo de desprendimiento γ fue de 10° , y el ángulo de posición del filo principal de la herramienta ϕ fue de 55° .

Para propósitos de más rápida comprensión de los resultados, el orden de los ensayos del DOE planteado en la Tabla 2-15, fue agrupado así:

- Baja energía aportada por los electropulsos ($F = 100$ Hz y $B = 50$ μ s), independiente de los niveles de profundidad, avance y velocidad de corte (6, 17, 16 y 10, 20, 22)
- Media energía aportada por los electropulsos ($F = 100$ y $B = 200$; $F = 300$ y $B = 50$), independiente de los niveles de profundidad, avance y velocidad de corte (9, 12, 23; 4, 14, 24; 1, 11, 17; 2, 8, 18)
- Alta energía aportada por los electropulsos ($F = 300$ Hz y $B = 200$ μ s), independiente de los niveles de profundidad, avance y velocidad de corte (3, 13, 21 y 5, 15, 19)

Orden	Profundidad de corte (mm)	Frecuencia (Hz)	Ancho de pulso (μ s)	Velocidad de corte (m/min)	Avance (mm/rev.)
1	1.2	300	50	45	0.138
2	0.8	300	50	23	0.174
3	0.8	300	200	23	0.138
4	0.8	100	200	45	0.138
5	1.2	300	200	45	0.174
6	1.2	100	50	23	0.138
7	1.2	100	50	23	0.138
8	0.8	300	50	23	0.174
9	1.2	100	200	23	0.174
10	0.8	100	50	45	0.174
11	1.2	300	50	45	0.138
12	1.2	100	200	23	0.174
13	0.8	300	200	23	0.138
14	0.8	100	200	45	0.138
15	1.2	300	200	45	0.174
16	1.2	100	50	23	0.138
17	1.2	300	50	45	0.138
18	0.8	300	50	23	0.174
19	1.2	300	200	45	0.174
20	0.8	100	50	45	0.174
21	0.8	300	200	23	0.138
22	0.8	100	50	45	0.174
23	1.2	100	200	23	0.174
24	0.8	100	200	45	0.138

Tabla 2-15 Diseño factorial utilizado

En la Tabla 2-16 se presentan las dimensiones de virutas obtenidas y las relaciones de las virutas r_c calculadas, mientras que en la Tabla 2-17 se presentan los parámetros de los electropulsos. La corriente I_{RMS} se obtiene aplicando la fórmula 2.5 y teniendo en cuenta los valores de tensión máxima entregados por osciloscopio durante la experimentación. Dados el ángulo de desprendimiento γ y el ángulo de posición del filo principal de la herramienta ϕ , las dimensiones de las virutas (Tabla 2-15), y utilizando la fórmula 2.6, se obtiene el ángulo de corte φ . Seguidamente, mediante la fórmula 2.8 se obtiene el área A_c . Por último, aplicando por medio de la fórmula 2.5 se obtiene la densidad de corriente efectiva J_{RMS} aplicada durante el proceso.

Condición de ensayo	Espesor de viruta sin cortar t_0 (mm)	Espesor de viruta t_c (mm)	Ancho de viruta C_w (mm)	Relación de viruta r_c
6, 7, 16	0.113	0.626 ± 0.067	2.371 ± 0.135	0.181
10, 20, 22	0.143	0.669 ± 0.041	1.535 ± 0.099	0.213
9, 12, 23	0.143	0.661 ± 0.057	2.183 ± 0.117	0.215
4, 14, 24	0.113	0.563 ± 0.020	1.361 ± 0.078	0.201
1, 11, 17	0.113	0.533 ± 0.032	1.575 ± 0.102	0.212
2, 8, 18	0.143	0.943 ± 0.056	1.462 ± 0.147	0.151
3, 13, 21	0.113	0.756 ± 0.046	1.540 ± 0.135	0.149
5, 15, 19	0.143	0.626 ± 0.068	1.632 ± 0.127	0.228

Tabla 2-16 Dimensiones de virutas y relación de viruta para condiciones de ensayo de torneado asistido con electropulsos

Condición	Frecuencia	Ancho de	I_{RMS} (A)	Área plano de	Densidad de corriente
-----------	------------	----------	---------------	---------------	-----------------------

de ensayo	(Hz)	pulso (μ s)		corte A_c (mm^2)	J_{RMS} (A/mm^2)
6, 7, 16	100	50	1.6	1.217	1.31
10, 20, 22				0.844	1.90
9, 12, 23	100	200	10.4	1.188	8.76
4, 14, 24				0.629	16.53
1, 11, 17	300	50	2.3	0.690	15.07
2, 8, 18				1.129	9.21
3, 13, 21	300	200	16.6	0.954	17.44
5, 15, 19				0.841	19.78

Tabla 2-17 Parámetros de los electropulsos y densidad de corriente

Para cada una de las condiciones de ensayo indicadas en la Tabla 2-15, la Tabla 2-18 presenta los valores de fuerzas de corte obtenidas (véase la Figura 2.3), de tasas de remoción de material MRR (fórmula 2.4) y de energías específica de corte E_S^* (fórmulas 2.2 y 2.1).

Orden de ensayo	Velocidad de corte (m/min)	Avance (mm/rev.)	Profundidad de corte (mm)	Electropulsos	Fuerza media de corte (N)	MRR (mm^3/min)	Energía específica de corte E_S^* ($\frac{W \cdot s}{\text{mm}^3}$)
6	23	0.138	1.2	Baja energía $F = 100$ Hz $B = 50$ μ s	581.1	57.1	3.88
10	45	0.174	0.8		442.0	98.3	3.39
7	23	0.138	1.2		617.4	57.1	4.12
20	45	0.174	0.8		445.9	98.3	3.42
16	23	0.138	1.2		617.4	57.1	4.12
22	45	0.174	0.8		485.1	98.3	3.72
9	23	0.174	1.2	Energía intermedia $F = 100$ Hz $B = 200$ μ s	762.4	72.0	4.03
4	45	0.138	0.8		323.4	77.9	3.13
1	45	0.138	1.2		378.3	113.0	2.52
2	23	0.174	0.8		487.1	49.7	3.73
12	23	0.174	1.2		737.9	72.0	3.90
14	45	0.138	0.8		319.5	77.9	3.09
11	45	0.138	1.2	Alta energía $F = 300$ Hz $B = 200$ μ s	327.3	113.0	2.18
8	23	0.174	0.8		459.6	49.7	3.52
23	23	0.174	1.2		726.2	72.0	3.84
24	45	0.138	0.8		308.7	77.9	2.98
17	45	0.138	1.2		342.0	113.0	2.28
18	23	0.174	0.8		464.5	49.7	3.56
3	23	0.138	0.8	Alta energía $F = 300$ Hz $B = 200$ μ s	441.0	39.4	4.26
5	45	0.174	1.2		573.3	142.4	3.03
13	23	0.138	0.8		473.3	39.4	4.58
15	45	0.174	1.2		535.1	142.4	2.83
21	23	0.138	0.8		468.4	39.4	4.53
19	45	0.174	1.2		556.6	142.4	2.94

Tabla 2-18 Condiciones de ensayo para probetas torneadas con la asistencia de diferentes niveles de energía de electropulsos

Haciendo uso del software (*Minitab* 2018 ®), un test de normalidad con un valor de significancia $p = 0.239$ indicó que las fuerzas de corte halladas se ajustan a una distribución normal y adicionalmente, una prueba de *Grubbs* con una probabilidad de 0.865, indica que el punto más alejado de la media, pertenece a la población en estudio, es decir, se descartó la existencia de valores atípicos.

En la Tabla 2-19 se presenta un resumen de los promedios de las energías específicas de corte E_S^* obtenidas, para cada una de los grupos indicados previamente, y de los respectivos cambios. Como puede observarse, tomando como referencia el grupo de baja energía aportada por los electropulsos, las mayores reducciones de energía específica de corte E_S^* ocurre cuando se aplican los niveles intermedios de energía, con una reducción del 14.6%. Comparando los grupos de baja y alta energía, tan solo ocurre con una reducción del 1.9%, y, por último, comparando los grupos de media y alta energía, el cambio es negativo. Esta última reducción podría tener una posible relación con la experimentación desarrollada en el numeral 2.2, en donde las condiciones geométricas y de corte fueron similares a las desarrolladas en el presente apartado, pero la alta energía aportada por los electropulsos a las probetas templadas, no implicó reducciones en la energía específica de corte E_S^* .

Condición de ensayo	Baja energía aportada por los electropulsos	Media energía aportada por los electropulsos	Alta energía aportada por los electropulsos
Energía específica de corte E_S^* EPT ($\frac{W \cdot s}{mm^3}$)	3.77	3.23	3.70
Reducción de E_S^* , de baja a media		14.3%	
Reducción de E_S^* , de media a alta			-14.6%
Reducción de E_S^* , de baja a alta		1.9%	

Tabla 2-19 Resumen de valores medios de energía específica de corte E_S^* y sus reducciones

Haciendo uso del (*Minitab* 2018 ®), y utilizando la información del DOE indicado en la Tabla 2-15, se obtuvieron los gráficos de residuos mostrados en la Figura 2-11, los cuales corresponden a las fuerzas de corte indicadas en la Tabla 2-18.

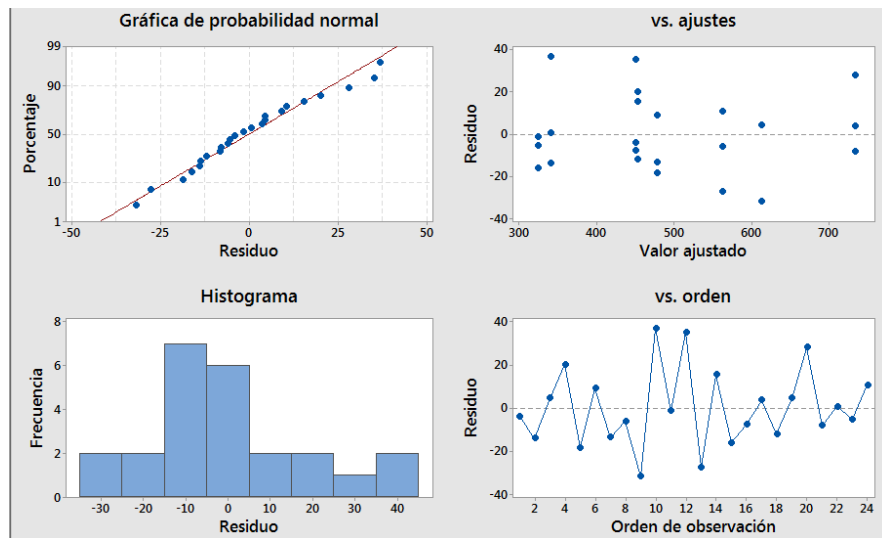


Figura 2-11 Gráficos de residuos para fuerzas de corte (Minitab 2018 ®)

En la Figura 2-12 se presenta el diagrama de Pareto de efectos estandarizados para Fuerzas de corte, indicando que, en orden descendente, las variables que provocan cambios más importantes en las fuerzas de corte, son la velocidad de corte, la profundidad de corte y el avance de la herramienta, y que no obstante, las variables eléctricas (B y C) tener en orden descendente los menores aportes, su afectación está por encima del nivel de significancia de 2.10.

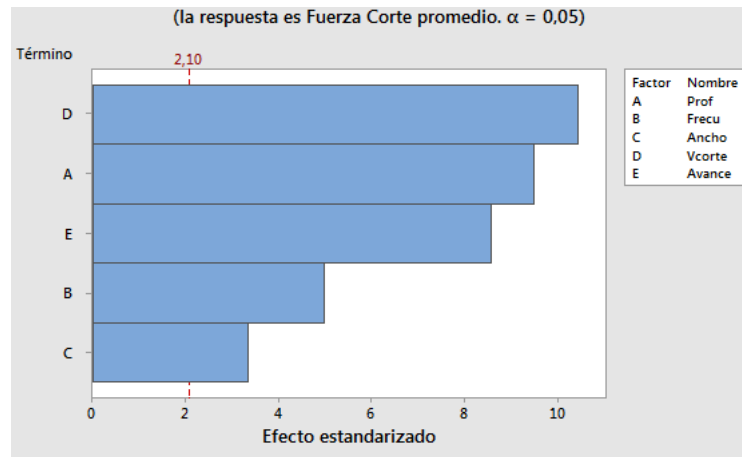


Figura 2-12 Diagrama de Pareto de efectos estandarizados para Fuerzas de corte (Minitab 2018 ®)

En el gráfico de Efectos principales (Figura 2-13) se aprecia que, los incrementos en la profundidad de corte y en el avance, elevan con una pendiente grande el valor de la fuerza de corte, mientras que el incremento en el valor del ancho de los pulsos eleva con una pendiente pequeña la fuerza de corte. Por otra parte, incrementos en la frecuencia de los pulsos y en la velocidad de corte, reducen el valor de la fuerza de corte. Los anteriores comportamientos pueden ser corroborados por los cambios en la energía específica de corte E_S^* , mostrados en la Tabla 2-18.

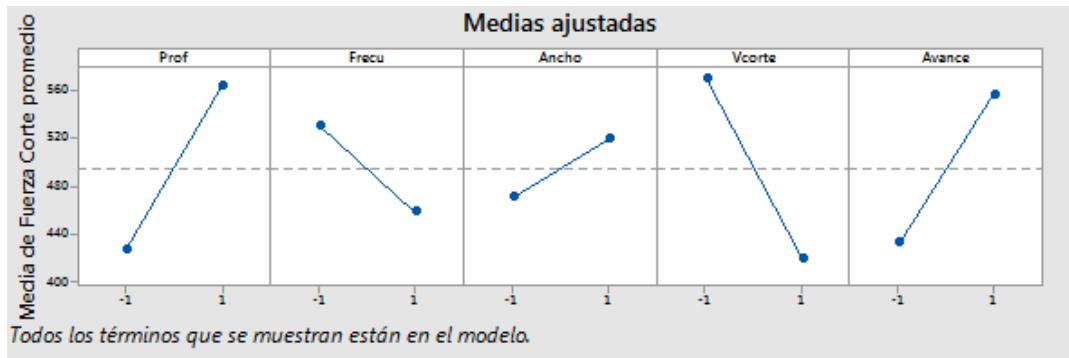


Figura 2-13 Gráfica de efectos principales para fuerza de corte (Minitab 2018 ®)

En los gráficos de interacción para la fuerza promedio de corte de la Figura 2-14, se aprecia que el efecto combinado de frecuencia y ancho de pulso (Frecu*ancho), y frecuencia y avance (Frecu*Avance), reducen la fuerza promedio de corte. El efecto combinado de ancho de pulso y velocidad de corte (Ancho*Vcorte) incrementa la fuerza promedio de corte. Por último, las combinaciones de variables eléctricas altas (frecuencia y ancho de pulso), con velocidad de corte y avance bajos, reducen la fuerza promedio de corte. De manera global los anteriores resultados se corresponden con los resultados observados en la Tabla 2-19.

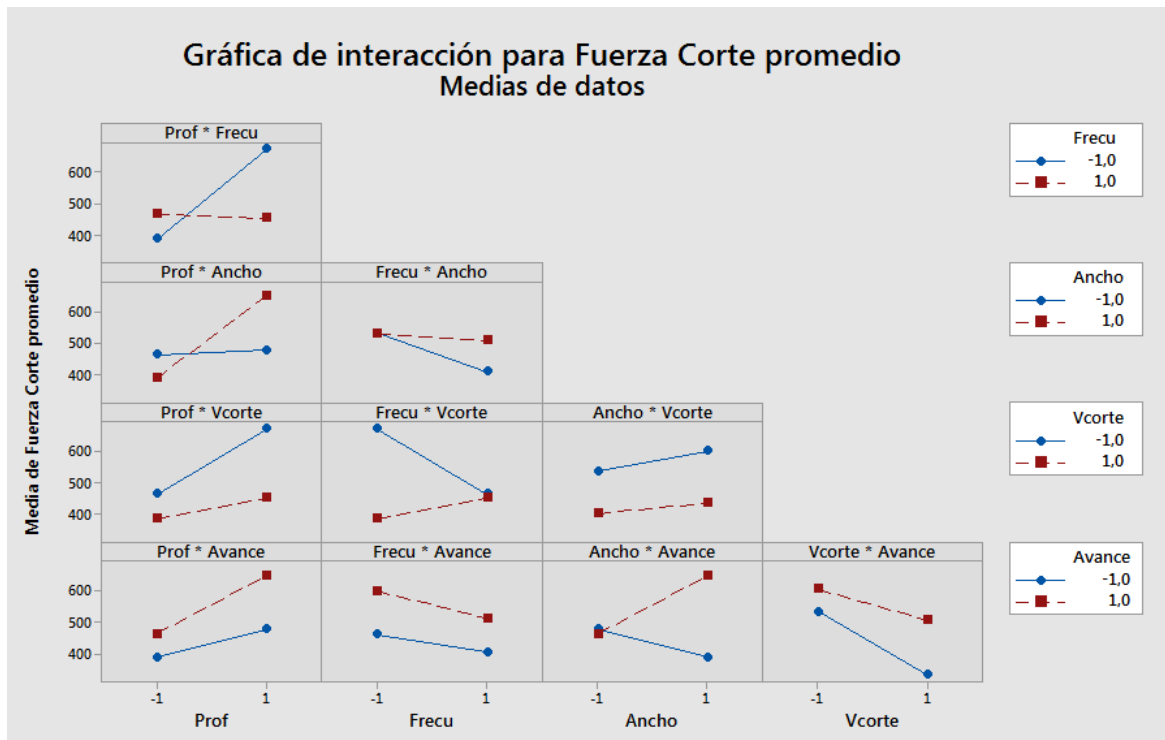


Figura 2-14 Gráficos de interacción para la fuerza promedio de corte (Minitab 2018 ®)

2.5 Discusión

Para las tres condiciones de experimentación descritas en los numerales 2.2, 2.3 y 2.4, las mayores reducciones en las energías específicas de corte E_s^* han ocurrido cuando se aplican niveles medios de energía en forma de electropulsos (numeral 2.4, Tabla 2-18). En el caso

de probetas en estado de suministro torneadas convencionalmente y con la asistencia de electropulsos (numeral 2.2, Tabla 2-6), ocurrieron reducciones significativas en las energías específicas de corte de E_S^* . Estos resultados son consistentes con lo reportado por *Sánchez et al* (2015), (2015) y *Hameed* (2018). Se requerirá de nuevas experimentaciones aplicando niveles de energía bajos y medios, en forma de electropulsos, para determinar si ocurren mayores cambios en las energías específicas de corte E_S^* y en la maquinabilidad.

En el caso de probetas templadas y torneadas convencionalmente y con la asistencia de electropulsos (numeral 2.3, Tabla 2-13), no hubo reducción en las energías específicas de corte E_S^* , por el contrario, aumentaron ligeramente. Dado que algunos autores como *Roh et al* (2014), y *Liu et al* (2015), hablan de la existencia de una densidad de corriente umbral, bajo la cual el fenómeno electrolástico no se manifiesta significativamente, lo que probablemente ocurrió en las condiciones aplicadas al proceso de torneado EAF, se requerirá de nuevas experimentaciones, modificando las condiciones de corte (para reducir el área de las virutas e incrementar la densidad de corriente), aplicando niveles de energía bajos y medios, en forma de electropulsos, para determinar si ocurren mejoras en la maquinabilidad y reducciones de E_S^* .

En línea con lo expuesto en el párrafo anterior, *Hameed et al* (2018) estudiaron los cambios en la maquinabilidad en torneado de acero S235 y aluminio 6060, con profundidades de corte del orden de (0.2-0.4) mm y aplicando intensidades de corriente con densidades del orden de (573-3743) A/mm², obteniendo cambios positivos con el acero S235 y negativos con el aluminio 6060. De acuerdo con las Tablas 2-7 y 2-11 del presente numeral, las profundidades de corte utilizadas fueron del orden de (0.8–1.2) mm y las densidades de corriente (11.6-56.6) A/mm², valores respectivamente muy superiores y muy inferiores, a los previamente mencionados utilizados por *Hameed et al* (2018). Estos resultados refuerzan la suposición que se trabajó por debajo de la densidad de corriente umbral mencionada por *Roh et al* (2014), y *Liu et al* (2015).

La mayoría de los diferentes valores de energía específica de corte E_S^* obtenidos, han quedado comprendidos en el rango de valores de (2.7 a 9.3) $\frac{W \cdot s}{mm^3}$ reportados en bibliografías como *Kalpakjian* (2002); En la Tabla 2-18 (numeral 2.4), se encontraron varios valores inferiores a 2.7 $\frac{W \cdot s}{mm^3}$ (cercaos a 2.0 $\frac{W \cdot s}{mm^3}$). Esta situación correspondió a condiciones de ensayo de torneado asistido con media energía de los electropulsos, lo cual es consistente, dado que fue la población que presentó reducciones de energía específica más altas.

3 Influencia del torneado cilíndrico asistido con electropulsos, sobre la vida de la herramienta, la estabilidad de la superficie y las propiedades mecánicas de las piezas trabajadas

Una vez determinada la afectación de los electropulsos sobre la maquinabilidad en función de cambios en la fuerza, potencia y la energía específica de corte (capítulo 2), se diseñaron y ejecutaron experimentaciones para indagar acerca de cambios en: la maquinabilidad debido al desgaste de flanco de las herramientas utilizadas y la evacuación de las virutas, la rata de corrosión de las piezas trabajadas, y las propiedades mecánicas de las piezas de trabajo (específicamente la resistencia a la fluencia y resistencia a la tracción).

3.1 Cambios en la maquinabilidad en el torneado asistido con electropulsos debido al desgaste de flanco de herramientas de corte y en la evacuación de la viruta

3.1.1 Desgaste de flanco (*Flank wear*)

En el presente apartado se evalúa la variación del desgaste de flanco de herramientas de corte HSS (De dimensión 5/16 in x 5/16 in x 2 ½ in, ángulo de incidencia α de 8°, radio de punta R_f 1.6 mm, sin rompevirutas) y HM (descrita en el numeral 2.2), en función de variaciones de la velocidad de corte y de la asistencia o no de los electropulsos; los resultados del presente numeral fueron reportados por *Montilla et al* (2018). Tomando como base la revisión de métodos y técnicas reseñadas por *Siddhpura et al* (2013), se desarrollaron estudios de medición directa del desgaste por método óptico, y de forma indirecta considerando los cambios de rugosidad de las piezas mecanizadas-

El esquema experimental físico se corresponde con el descrito en el numeral 2.2 (Véanse las Figuras 2-1 y 2-2), y de acuerdo con lo indicado en las Tablas 2-1, 3-1 y 3-2, es decir, piezas de trabajo de acero AISI/SAE 1045, herramientas HSS y HM, y aplicación o no de electropulsos.

Condición de ensayo	C1	C2	C3	C4	C5	C6	C7	C8
Herramienta	HM				HSS			
Velocidad de corte (m/min)	45		23		36		23	
Avance (mm/rev.)	0.174				0.138			
Profundidad de corte (mm)	1				1			
Ángulo de desprendimiento γ (°)	3				14			
Ángulo de posición del filo principal de la herramienta ϕ (°)	30				40			
Electropulsos	Sí	No	Sí	No	Sí	No	Sí	No

Tabla 3-1 Condiciones de los ensayos y parámetros de corte para estudio de desgaste de flanco; Montilla et al (2018)

El desgaste de flanco se determinó utilizando un método directo, intermitente y óptico, siguiendo los lineamientos de la norma ANSI/ASME B94.55M (1985), es decir, hasta alcanzar un desgaste de flanco V_B del orden de 0.5 mm, obteniéndose luego modelos matemáticos por regresión. Para cada condición de ensayo, descritas en la Tabla 3-1, se utilizó una herramienta con su cara de incidencia nueva; una vez torneada una longitud constante de cada pieza de trabajo, se tomaba una imagen de la cara de incidencia, Posteriormente, utilizando el software (*DraftSight* 2018), se determinó la evolución del máximo desgaste de flanco V_B . Complementariamente, también se determinó el máximo desgaste de flanco V_B por método indirecto, midiendo cambios en las rugosidades superficiales de las piezas de trabajo. Finalmente, se analizaron los cambios en morfología y dimensiones de las virutas obtenidas.

De acuerdo con algunos trabajos de desgaste de flanco (*Siddhpura & Paurobally, 2013*), (*Wang, Huang, Zou, & Wang, 2014*), (*Seemuang, McLeay, & Slatter, 2016*) y (*Jemielniak, Urbański, Kossakowska, & Bombiński, 2012*), la variable que más afecta su comportamiento es la velocidad de corte V_c , razón por la cual se decidió seleccionarla como variable independiente. Adicionalmente, se decidió implementar la metodología propuesta por *Taylor* (1906) para el estudio de vida de herramienta, en la que se fijan las variables del experimento excepto una, la velocidad de corte V_c , la cual se hace variar en un rango predeterminado. Al observar la Tabla 3-1, se aprecia que, para cada tipo de herramienta empleada, todos los parámetros mecánicos son fijos, excepto la velocidad de corte V_c y la aplicación de los electropulsos. Los valores elegidos para las velocidades de corte V_c correspondieron a unos en los que no se forme viruta continua, dado que la energía aportada por los electropulsos viajaría por la máquina o sus utillajes (no propiciándose la ocurrencia del efecto electrolástico), u ocurriendo deterioro las herramientas HM (tal como ocurrió en algunas ocasiones).

Utilizando las fórmulas 2.5, 2.6, 2.7, 2.8 y efectuando mediciones en las virutas, se obtuvieron el ángulo de corte φ , la relación de viruta r_c , con los cuales posteriormente se determinaron las áreas del plano de corte A_c , y las densidades de corriente efectiva J_{RMS} , mostradas en la Tabla 3-2.

Condición de ensayo	Frecuencia (Hz)	Ancho de pulso (μ s)	I_{RMS} (A)	Área de plano de corte A_c (mm^2)	Densidad de corriente J_{RMS} (A/ mm^2)
C1	300	200	26.93	0.089	302.6
C3				0.082	328.4
C5				0.192	140.3
C7				0.169	159.4

Tabla 3-2 Parámetros de los electropulsos; Montilla et al (2018)

En la Figura 3-1 se aprecia el trazado efectuado para determinar el desgaste de flanco. En el *DrafSight* (2018), sobre las imágenes capturadas en la experimentación, se proyectaron los bordes superior e inferior de la herramienta, con el fin de ubicar el punto de fuga, para luego proyectar una tangente a la parte inferior del desgaste de flanco, y proceder a determinar el valor del máximo desgaste de flanco V_B .

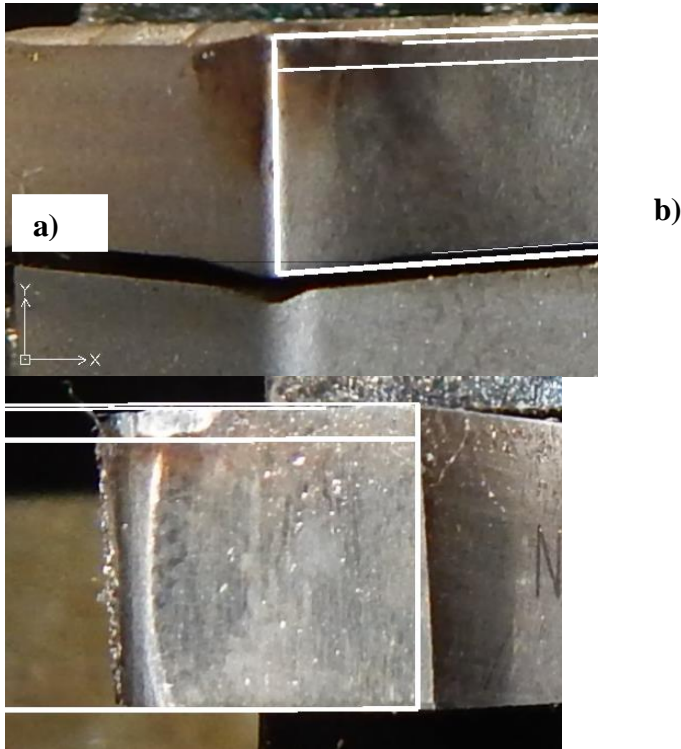


Figura 3-1 Mediciones de desgaste de flanco V_B . a) con HM; b) con HSS; Montilla et al (2018)

La Figura 3-2, presenta la evolución del máximo desgaste de flanco V_B , para las condiciones de ensayo C5 y C6 reseñados en la Tabla 3-1 (con herramienta HSS, velocidad de corte V_c alta, asistido y sin la asistencia de electropulsos). La Figura 3-3, presenta la evolución del máximo desgaste de flanco V_B , para las condiciones de ensayo C7 y C8 reseñados en la Tabla 3-1 (con herramienta HSS, velocidad de corte V_c baja, asistido y sin la asistencia de electropulsos).

El comportamiento del máximo desgaste de flanco V_B en las cuatro condiciones indicadas, obedeció a modelos lineales, con coeficientes de determinación superiores a 0.93. Los resultados indican que para velocidades de corte más altas (Figura 3-2) el tipo de mecanizado (convencional o asistido), no influye significativamente en el desgaste de la herramienta HSS. En el caso de velocidades de corte más bajas (Figura 3-3), se observan mayores valores de desgaste en la herramienta cuando el proceso es asistido. De acuerdo con la Tabla 3-2, la densidad de corriente para la condición C5 es del orden de 140 A/mm^2 , mientras que para C7 es de alrededor de 160 A/mm^2 ; se requerirán de posteriores estudios para determinar si esta diferencia influye en la variación hallada en el desgaste.

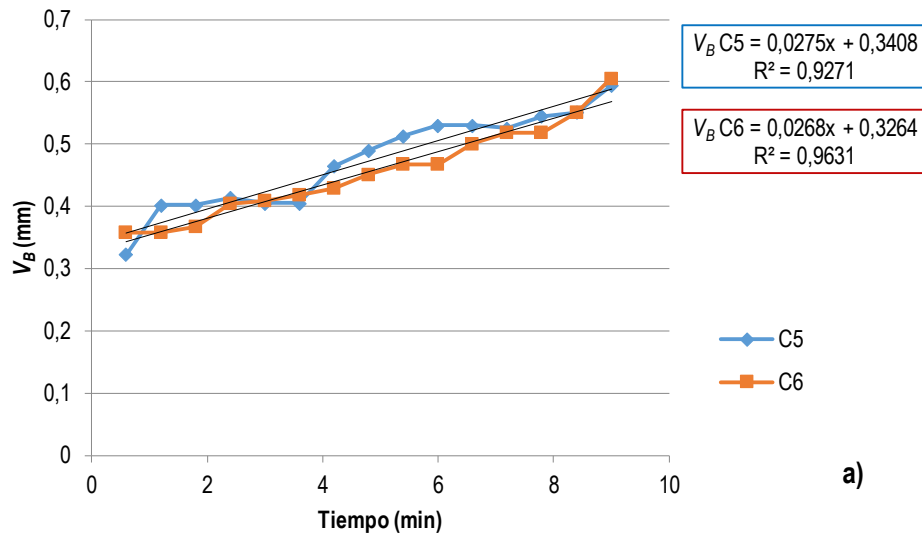


Figura 3-2 Desgaste de flanco V_B en herramienta HSS, condiciones C5 y C6; Montilla et al (2018)

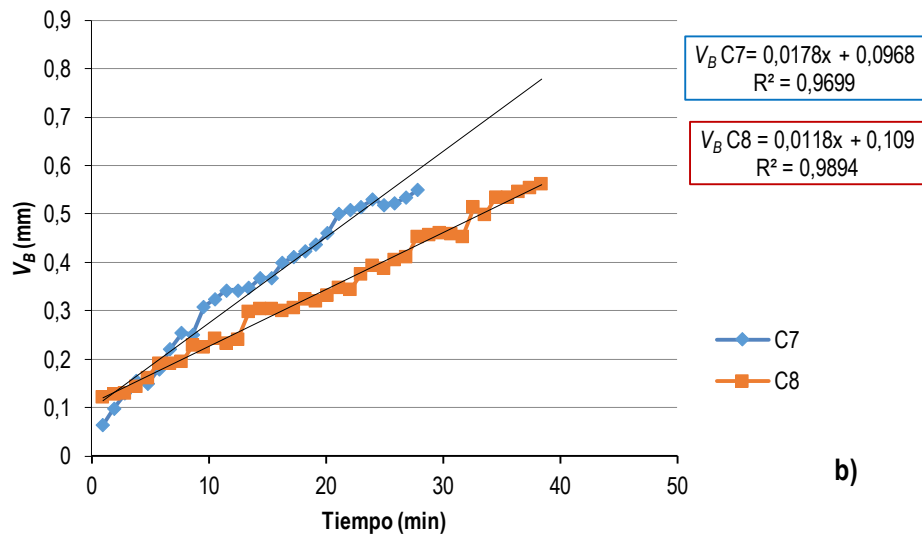


Figura 3-3 Desgaste de flanco V_B en herramienta HSS, condiciones C7 y C8; Montilla et al (2018)

La Figura 3-4, presenta la evolución del desgaste de flanco V_B , para las condiciones de ensayo C1 y C2 reseñados en la Tabla 3-1 (con herramienta HM, velocidad de corte V_c alta, asistido y sin la asistencia de electropulsos). La Figura 3-5, presenta la evolución del desgaste de flanco V_B , para las condiciones de ensayo C3 y C4 reseñados en la Tabla 3-1 (con herramienta HM, a velocidad de corte V_c baja, asistido y sin la asistencia de electropulsos).

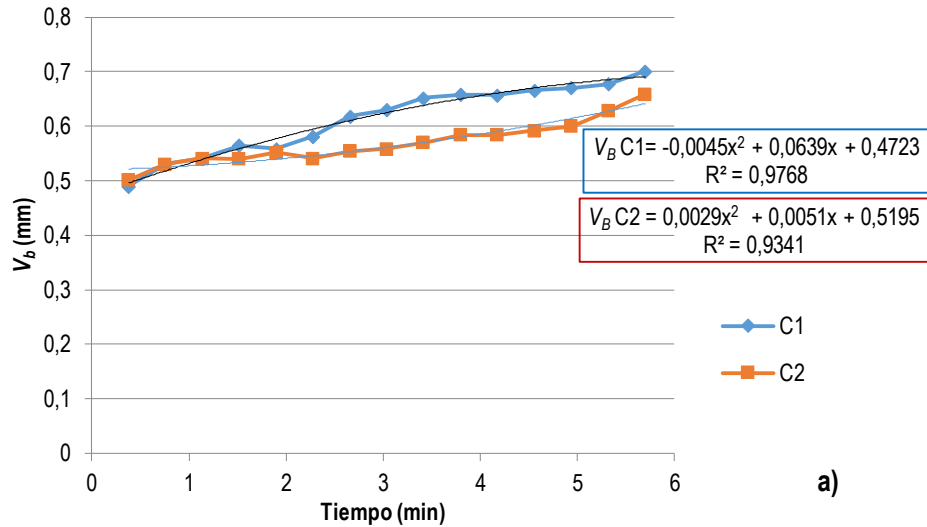


Figura 3-4 Desgaste de flanco V_B en herramienta HM, condiciones C1 y C2; Montilla et al (2018)

El comportamiento del desgaste de flanco V_B en las condiciones C1 y C2, obedeció a modelos polinómicos, con coeficientes de determinación superiores a 0.93, mientras que para las condiciones C3 y C4, obedeció a modelos logarítmicos, con coeficientes de determinación superiores a 0.95.

Al igual que se observó con la herramienta de corte HSS, a las más altas velocidades de corte (Figura 3-4) se observa que el comportamiento del máximo desgaste de flanco V_B no muestra diferencias significativas al asistir el proceso con electropulsos.

En el caso de velocidades de corte más bajas (Figura 3-5), se observaron menores valores del máximo desgaste V_B en la herramienta cuando el proceso es asistido, apreciándose además que un desgaste de $V_B = 0.5$ mm se alcanza en un tiempo muy corto, en la condición de ensayo sin electropulsos (C4), en comparación a cuando es asistido (C3). Es probable que este fenómeno se deba a que los pulsos de corriente disminuyen la dureza de la región de trabajo de la pieza y mejoran la conformabilidad del material; de acuerdo con lo reportado por Sánchez et al (2015), consecuentemente el esfuerzo requerido para remover el material será menor, lo que se traduce en menor desgaste de la herramienta. En C1 y C3 las densidades de corriente son del orden de 300 A/mm^2 y 330 A/mm^2 (Tabla 3-2) respectivamente, superiores a las aplicadas con torneado HSS, condición que puede explicar la diferencia en la vida de ambas herramientas.

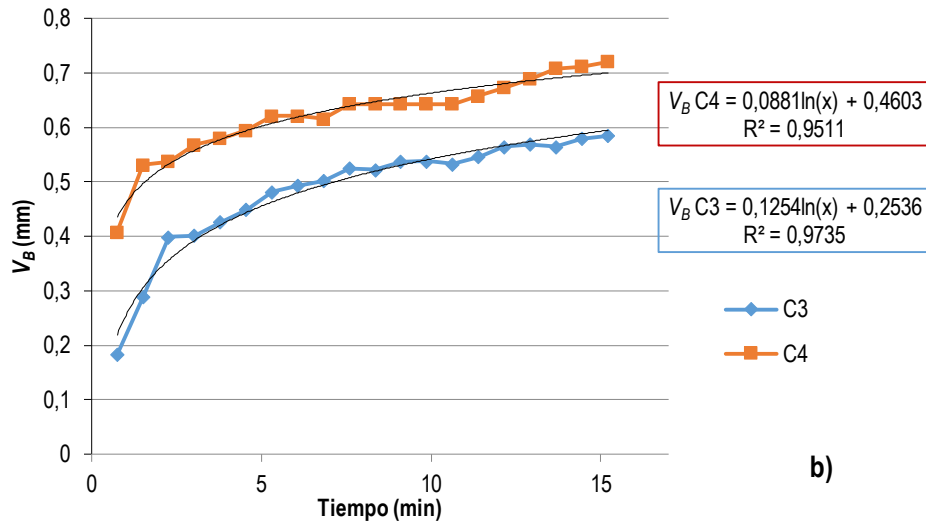


Figura 3-5 Desgaste de flanco V_B en herramienta HM condiciones C3 y C4; Montilla et al (2018)

Seemuang et al (2016) y Wang et al (2014), trabajando en procesos de torneado convencional, reportaron comportamientos de desgaste de flanco, similares en forma a los mostrados en las Figuras 3-2, 3-3, 3-4 y 3-5.

Algunos autores como Roh et al (2014), y Liu et al (2015), hablan de la existencia de una densidad de corriente umbral, bajo la cual el fenómeno electroplástico no se manifiesta significativamente, lo que podría haber ocurrido en el torneado con las herramientas HSS, tanto a altas como a bajas velocidades de corte (C5 y C7).

Al mecanizar con herramientas HM y HSS, a edades tempranas de los ensayos, los desgastes de flanco, a las más altas velocidad de corte (C1, C2, C5 y C6) son mayores que los hallados a las más bajas velocidades de corte (C3, C4, C7 y C8). Este comportamiento es consecuente con lo reportado por Groover (2015), Kalpakjian (2002) y Bhattacharyya (1984).

Ahora bien, para la determinación del desgaste de la herramienta por forma indirecta, considerando los cambios de rugosidad de las piezas mecanizadas, se utilizaron lineamientos de la norma (ISO 1302:2002), y con un rugosímetro Mitutoyo SJ 201, perpendicular a las huellas de torneado, se midió la media aritmética de la rugosidad R_a de las zonas mecanizadas, con un *cut-off* de 2.5 mm. Con el fin de evaluar la dispersión de cada condición de ensayo, en cada probeta torneada se tomaron cinco mediciones de rugosidad media R_a ; los valores fueron procesados en el software (Minitab 2018 ®). Esta técnica indirecta de medición de desgaste es descrita por Seemuang et al (2016), y Jemielniak et al (2012), quienes indican que ocurren cambios evidentes en la rugosidad y en las vibraciones mecánicas cuando la herramienta se desgasta, debido principalmente a que las vibraciones son manifestaciones de la variación en las fuerzas de corte y la estabilidad dimensional y geométrica de las piezas manufacturadas se ve afectada por éstas.

La Tabla 3-3 presenta los resultados de medición de rugosidad para cada uno de las condiciones de ensayo descritas en la Tabla 3-1. Se observa que para todas las condiciones

de ensayo correspondientes a torneado asistido con electropulsos (C1, C3, C5 y C7), las medias muestrales de rugosidad indican que los acabados son mejores en relación con lo obtenido en torneado convencional (C2, C4, C6 y C8).

Los análisis de varianza ANOVA (con nivel de confianza del 95%) con un valor p de 0.000 indican que los acabados superficiales de torneado HSS a la más alta velocidad de corte, con y sin EPT (C5 y C6), corresponden a poblaciones diferentes. Igual situación ocurre en torneado con HM a las más bajas velocidad de corte, con y sin EPT (C3 y C4).

Los anteriores resultados de mejora en la rugosidad superficial al asistir el torneado con electropulsos, son consistentes con lo reportado previamente en los estudios de *Sánchez et al* (2015).

Condición	C1	C2	C3	C4	C5	C6	C7	C8
Rugosidad media R_a (μm)	5.8 ± 0.5	6.0 ± 0.4	8.3 ± 0.4	9.5 ± 0.8	6.5 ± 1.4	8.4 ± 0.9	$8.5 \pm 2,5$	$8.9 \pm 1,6$

Tabla 3-3 Resultados de medias muestrales y desviación estándar para media aritmética de acabado superficial R_a ; Montilla et al (2018)

A modo de resumen, en las condiciones de ensayo asistidas con electropulsos empleadas, sí ocurren cambios en los desgastes de flanco, en algunas se reduce y en otras no son significativos. Varios tipos de modelos matemáticos representan el desgaste de flanco (lineales, logarítmicos, de potencia). Se hace necesario diseñar nuevas experimentaciones, con diversas condiciones de corte y diversos niveles energéticos de los electropulsos, con el objetivo de indagar si de manera consistente, los diversos desgastes de flanco en torneado EPT pudieran ser menores que en mecanizado convencional.

3.1.2 Cambios en la maquinabilidad debidos a la evacuación de las virutas

Baranov et al (2011) estudiaron la influencia de los pulsos de alta densidad de corriente en un proceso de taladrado de metal, encontrando que la viruta obtenida en el taladrado convencional era frágil y fina, pero cuando la corriente se aplicaba se obtenían virutas continuas. *Emel'yanov et al* (2011), *Liu et al* (2014) han indicado que las dimensiones de las virutas dependen de las condiciones de corte. En virtud de lo anterior, en el presente numeral se presentan resultados de los cambios en las morfologías y tamaños de las virutas, al asistir un proceso de torneado con electropulsos.

Para las ocho condiciones de ensayo descritas en el numeral 2.2, la Tabla 3-4 presenta las dimensiones de espesor y ancho de viruta no cortada, y longitud exterior, radio interior, ancho, área y relación de viruta, las medias muestrales y desviaciones estándar se obtuvieron al procesar los datos obtenidos en el software (*Minitab* 2018 ®), con niveles de confianza del 95%).

Condición de ensayo	C1	C2	C3	C4	C5	C6	C7	C8
Herramienta	HM			HSS				

Velocidad de corte (m/min)	45		23		36		23	
Avance (mm/rev.)	0.174				0.138			
Profundidad de corte (mm)	1				1			
Electropulsos	Sí	No	Sí	No	Sí	No	Sí	No
Espesor de viruta sin cortar t_0 (mm)	0.09				0.09			
Ancho de la viruta sin cortar W_0 (mm)	2.0				1.56			
Longitud exterior de la viruta l_{ec} (mm)	10.623 ± 0.764	10.385 ± 0.886	11.007 ± 1.976	11.365 ± 0.788	77.480 ± 8.990	33.760 ± 2.342	104.200 ± 20.400	19.326 ± 1.746
Radio interior de la viruta (mm)	1.123 ± 0.119	1.135 ± 0.073	1.558 ± 0.401	1.442 ± 0.128	2.080 ± 0.399	1.430 ± 0.175	1.358 ± 0.095	1.228 ± 0.071
Espesor de viruta t_c (mm)	0.548 ± 0.004	0.565 ± 0.014	0.747 ± 0.030	0.763 ± 0.077	0.256 ± 0.020	0.207 ± 0.012	0.225 ± 0.006	0.230 ± 0.012
Ancho de viruta C_w (mm)	1.017 ± 0.102	0.948 ± 0.078	0.936 ± 0.045	0.938 ± 0.045	2.157 ± 0.215	1.777 ± 0.127	1.890 ± 0.084	1.652 ± 0.263
Área de viruta (mm ²)	0.56	0.54	0.70	0.72	0.57	0.37	0.43	0.38
Relación de viruta r_c	0.164	0.159	0.120	0.118	0.340	0.435	0.400	0.391

Tabla 3-4 Resultados de dimensiones de viruta cortada y no cortada, de acuerdo con las condiciones experimentales del numeral 2.2; Montilla et al (2018)

Las virutas obtenidas en el proceso de torneado con herramienta de corte HSS y con EPT (C5 y C7), corresponden a viruta continua, tipo 5 cónica helicoidal, corta (*continuous chip, type 5 conical helical, short*), según la norma ANSI/ASME B94.55M (1985). Por otra parte, las obtenidas en el proceso de torneado con herramienta de corte HSS convencional (C6 y C8), corresponden a viruta en espiral, tipo 3 plana (*spiral chips, type 3 flat*). Lo anterior indica, que al asistir con electropulsos al torneado de acero AISI/SAE 1045 con herramienta HSS, se operan cambios en la morfología de las virutas.

Continuando, al comparar de la Tabla 3-4 las condiciones de torneado con HSS a las velocidades de corte más altas (C5 y C6), la asistencia con electropulsos incrementa el espesor de la viruta en un 28%, por lo tanto, el recalcado también lo hace, disminuyendo la relación de viruta en un 78%. Con respecto a las áreas de las virutas (espesor t_c por el ancho C_w) sufren un incremento del 54% y análisis de varianza ANOVA con *valor p* de 0.000 indicaron que tanto los espesores como los anchos de viruta corresponden a poblaciones diferentes.

Se aprecian cambios importantes en las longitudes exteriores y radios de las virutas, tanto en las condiciones de velocidad de corte más altas (C5 y C6), como en las de velocidad de corte más bajas (C7 y C8), cambios confirmados por análisis de varianza ANOVA con *valor p* de 0.000.

Al igual que lo reportado por *Alkali et al* (2013), la relación de espesor de viruta es menor cuando el mecanizado es asistido con electropulsos, y si la relación de viruta disminuye, también lo hace la tensión de cizalladura, mostrando que los electropulsos producen efecto sobre la forma de la viruta y la plasticidad del material. La razón de los cambios de tensión de cizalladura y plasticidad, aún no está completamente entendida; el efecto *Joule* es una de las ideas más ampliamente aceptadas como respuesta a la génesis del fenómeno. Al parecer, un aumento local de la temperatura en la zona de deformación primaria, temperatura hace disminuir las tensiones de fluencia y última del material.

Resumiendo, en las condiciones experimentales descritas en la Tabla 3-4, el mecanizado con herramienta HSS a las velocidades de corte más altas (C5 y C6) produce cambios significativos en la morfología y en las dimensiones principales de las virutas.

Las virutas obtenidas en el proceso de torneado con herramienta de corte HM (C1, C2, C3 y C4), corresponden a virutas discontinuas, tipo 6, sueltas y en arco (*Discontinuos chip, type 6 arc chips loose*), según la norma ANSI/ASME B94.55M (1985). En las condiciones experimentales descritas en la Tabla 3-4, el mecanizado con herramienta HM de acero AISI/SAE 1045 no genera cambios significativos ni en la morfología ni en las dimensiones principales de las virutas.

Con base en los cambios hallados en los fenómenos de recalcado de las virutas, se podría explorar la posibilidad de encontrarles explicaciones, conduciendo estudios de análisis termodinámico del proceso asistido con electropulsos, tal como el presentado para torneado clásico por *Bhattacharyya* (1984), o de manera análoga a lo desarrollado por *Sánchez et al* (2017).

3.2 Influencia del torneado asistido con electropulsos sobre la estabilidad de la superficie

Un proceso de fabricación debe garantizar que la pieza de trabajo cumpla con requerimientos de naturaleza dimensional (tolerancias dimensionales y acabados superficiales), geométrica (tolerancias de forma), estructurales (capacidad de soportar determinados montos y ciclos de carga) y garantizar la integridad de su superficie en el ambiente y tiempo para los cuales fue proyectado que trabajara.

La integridad o estabilidad de una superficie hace referencia a su capacidad de soportar o rechazar la acción de agentes externos que puedan oxidarla, corroerla, erosionarla, picarla (*pitting*), etc. La estabilidad superficial puede ser estimada y cuantificada de acuerdo con variables específicas de resistencia: a la fatiga por fisuras, al desgaste superficial, a la corrosión, etc. Las técnicas para mejorar la resistencia a la corrosión son ampliamente utilizadas en diferentes ámbitos industriales, con el fin de proteger en el tiempo diversas

superficies a la acción de ambientes agresivos, y evitar la destrucción de estructuras y máquinas. En la comunidad académica, diversos autores como *Fotovvatti et al* (2019), *Tristancho et al* (2011), *Zhang et al* (2016) y *Ye et al* (2014), han estudiado la acción de ambientes severos sobre diversos metales, así como las técnicas requeridas para protegerlos, y reducir los efectos y consecuencias de la corrosión. Para el caso específico de torneado asistido con electropulsos, no se conocen estudios que informen acerca de la estabilidad superficial en el tiempo de las piezas mecanizadas por este proceso.

El acero AISI/SAE 1045 es un acero al carbono, de medio contenido de C, templable, su resistencia a la corrosión es pobre en relación con otros aceros al carbono de acuerdo con *Ashby et al* (2014), y es de amplia utilización industrial.

Diferente al presente estudio, no se conoce de otros que den cuenta de la afectación del proceso EAF de torneado asistido con electropulsos sobre la resistencia a la corrosión de diferentes aceros, en particular el AISI /SAE 1045.

Dado lo anterior, en este apartado se pretende efectuar una caracterización preliminar de la resistencia a la corrosión general del acero AISI/SAE 1045 torneado con la asistencia de electropulsos. Para lo anterior, se aplicaron procedimientos químicos y electroquímicos (Ensayo de cámara salina basado en análisis gravimétrico, curvas de polarización y resistencia a la polarización lineal LPR), los cuales fueron complementados con ensayos de microdureza, observaciones y mediciones con microscopía óptica, y procedimientos planimétricos.

Los especímenes sobre los cuales se aplicaron los procedimientos previamente indicados, corresponden a los obtenidos en el proceso de torneado asistido con electropulsos indicado en el numeral 2.2, razón por la cual se omitirán algunas tablas e informaciones colocadas allí, y se hará énfasis en la descripción de los procedimientos químicos, electroquímicos, mecánicos y ópticos aplicados, en la presentación de los resultados obtenidos, y en las respectivas discusiones.

3.2.1 Ensayo de cámara salina y análisis gravimétrico

Con el objetivo de determinar las tasas de corrosión general en las áreas cilíndricas obtenidas por torneado asistido con electropulsos, un ensayo en cámara salina fue conducido. Las probetas fueron preparadas de acuerdo con los lineamientos del estándar ASTM G1 - 03 (2017). Fueron evaluadas cinco condiciones de ensayo diferentes: i) en estado de suministro, ii) torneado convencional con herramienta HSS (en adelante HSS), iii) torneado con herramienta HSS y asistido con electropulsos (en adelante HSS-EPT), iv) torneado convencional con herramienta HM (en adelante HM) y v) torneado con herramienta HM y asistido con electropulsos (en adelante HM-EPT). Se utilizaron 40 especímenes para cada condición de ensayo. Las dimensiones de los especímenes en estado de suministro fueron de $\phi 12.7$ mm x 120 mm, y las de las probetas torneadas fueron de $\phi 10.7$ mm x 70 mm. La dureza inicial de las probetas fue del orden de 108 HRB. De acuerdo con el estándar ASTM B117 (2018) la condición de temperatura interna de la cámara salina se mantuvo en el rango de (35 ± 2) °C. La solución salina se preparó

disolviendo (5 ± 1) partes de masa de cloruro de sodio en 95 partes de agua. El flujo del anterior electrolito fue garantizado por aire comprimido a una presión en el rango de (12 – 25) psi (aproximadamente 0.8 bar a 1.7 bar). El ensayo tuvo una duración total de 168 h; cada 24 h se retiraban de la cámara dos especímenes de cada condición de ensayo, para medir la masa perdida. Una vez removidas las probetas, se les efectuaba limpieza mecánica con un cepillo de cerda metálica de bronce, y posteriormente se les aplicaba limpieza química con una solución de 10% de HF en alcohol, para posteriormente medir la masa perdida con una balanza Vibra (con rango de 220 g y resolución de 0.0001 g). Posteriormente, la rata de corrosión V_{co} fue determinada utilizando la siguiente fórmula:

$$V_{co} = \frac{K \cdot m}{T \cdot A \cdot \rho} \quad (3.1)$$

donde,

V_{co} es la rata de corrosión (*mil per year*, mpy);

K es la constante de proporcionalidad para obtener la velocidad de corrosión V_{co} en mpy ($K = 3.45 \times 10^6$);

m es la masa perdida por la probeta debido a la exposición a la cámara salina (g);

T es el tiempo de exposición de la probeta en la cámara salina (h);

A es el área de la probeta expuesta a la cámara salina (cm²);

ρ es la densidad del material en estudio (7.85 g/cm³).

En las Figuras 3-6 y 3-7 se presenta la evolución de las masas perdidas debido a la exposición al ambiente de la cámara salina. Los datos de masa perdida cada 24 h se reemplazarán posteriormente en la fórmula 3.1, para determinar la rata de corrosión V_{co} (Véanse las Figuras 3-8 y 3-9).

Observando la Figura 3-6, se aprecia que, para todas las edades del ensayo, la masa perdida por las probetas en estado de suministro es superior a las de las probetas HSS y HSS-EPT. A edades tempranas del ensayo, la pérdida de masa de las probetas HSS-EPT son menores que las HSS y en las edades finales el comportamiento se invierte.

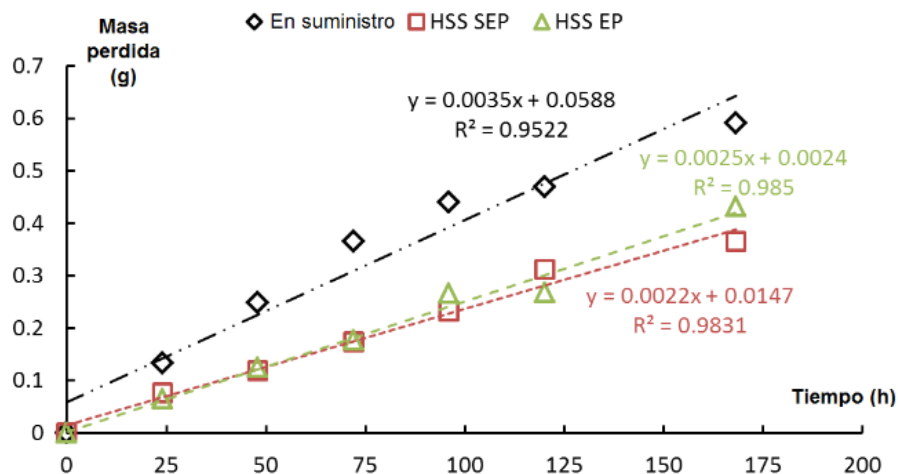


Figura 3-6 Comportamiento de las masas perdidas de probetas en estado de suministro y torneadas con herramienta HSS; Montilla et al (2019)

En la Figura 3-7 de nuevo se aprecia que, para todas las edades del ensayo, la masa perdida por las probetas en estado de suministro es superior a las de las probetas HM y HM-EPT. A edades tempranas del ensayo, la pérdida de masa de las probetas HM-EPT son mayores que las HM y en las edades finales el comportamiento se invierte.

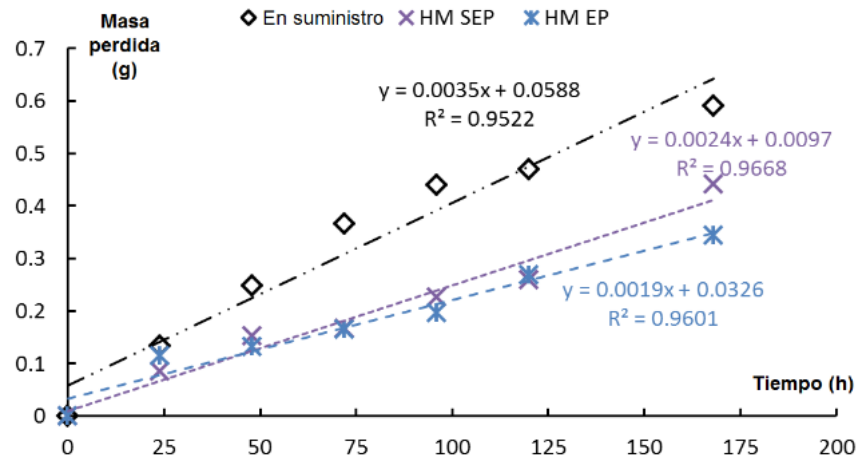


Figura 3-7 Comportamiento de las masas perdidas de probetas en estado de suministro y torneadas con herramienta HM; Montilla et al (2019)

A pesar que a lo largo del ensayo, la evolución de las masas perdidas de las probetas torneadas es diferente, al finalizar las 168 h del ensayo las masas perdidas son similares; una posible explicación para ello, puede ser la pérdida de la capa afectada por los electropulsos. Durante el ensayo esta suposición no fue verificada, y quedó como un tema para un estudio posterior.

En las Figuras 3-8 y 3-9 se presentan las tasas de corrosión V_{co} al exponer las probetas al ambiente salino de la cámara. Atendiendo la Figura 3-8, a lo largo de casi todo el ensayo, las tasas de corrosión V_{co} de las probetas HSS-EPT son menores que las HSS, y en las edades finales, prácticamente se igualan.

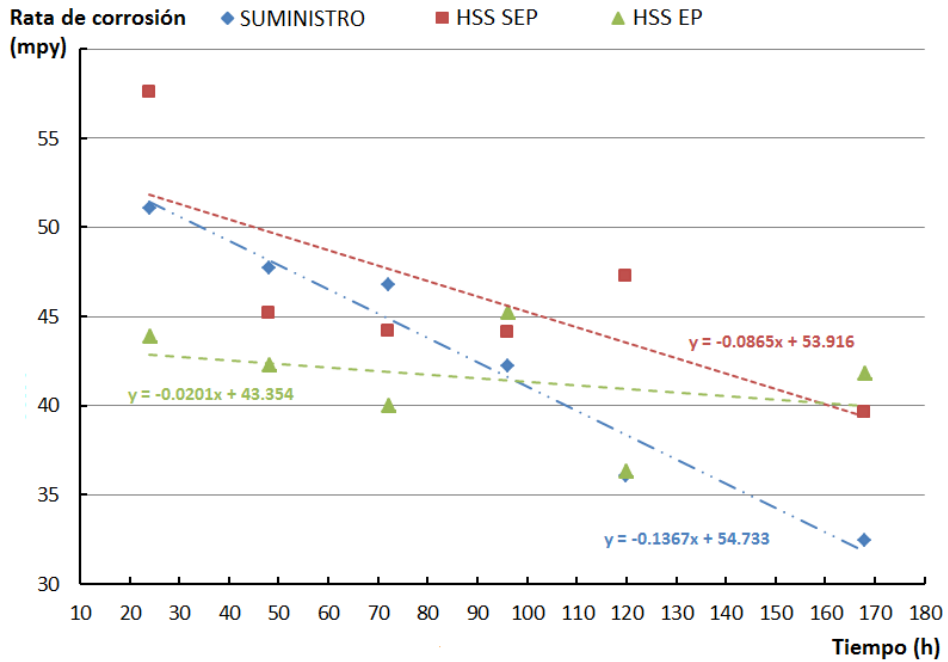


Figura 3-8 Ratas de corrosión V_{co} para probetas en estado de suministro y torneados con herramienta HSS; Montilla et al (2019)

Al observar la Figura 3-9, de nuevo, a lo largo de casi todo el ensayo, las ratas de corrosión V_{co} de las probetas HM-EPT son menores que las HM, y en las edades finales del ensayo, prácticamente se igualan.

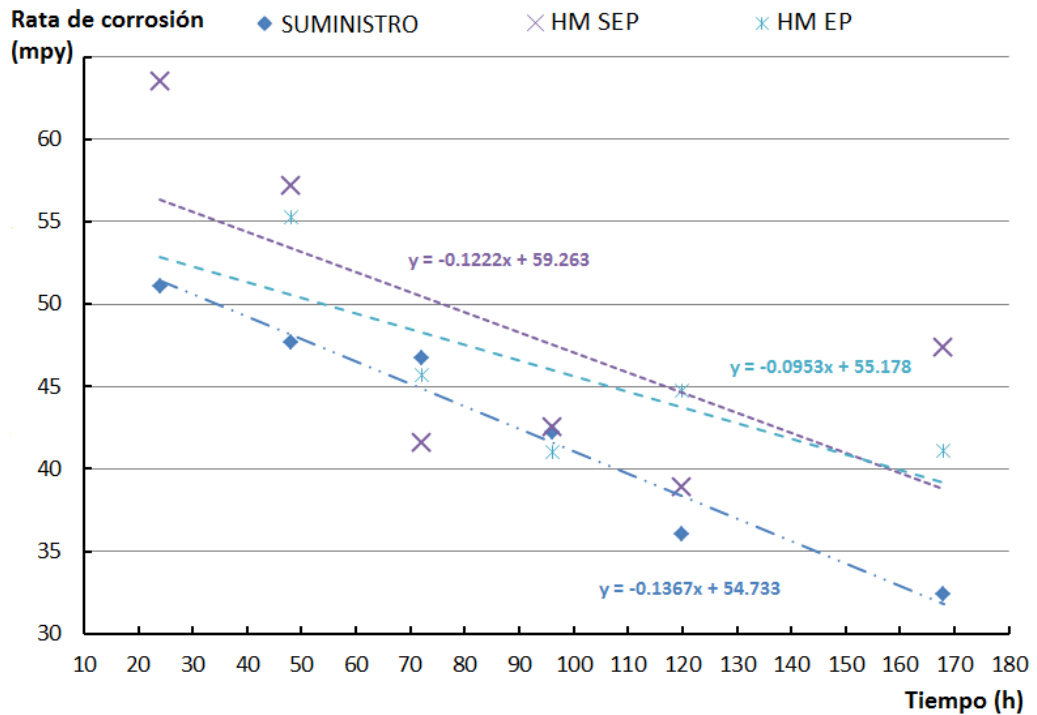


Figura 3-9 Ratas de corrosión V_{co} para probetas en estado de suministro y torneados con herramienta HM; Montilla et al (2019)

La igualación de las tasas de corrosión V_{co} al final de los ensayos (Figura 3-9) en principio puede ser explicada por la probable pérdida de la capa afectada por los electropulsos, dado que al iniciar el ensayo es la principal diferencia entre los diferentes tipos de probetas.

Los comportamientos mencionados indican que, en primera instancia, en las condiciones de corte y eléctricas utilizadas, e independiente de si se utiliza herramienta HSS o HM, para el acero AISI/AISI 1045 los electropulsos mejoran la resistencia a la corrosión general.

3.2.2 Ensayos de Curvas de polarización CP y Resistencia de polarización lineal RPL

En la sección 3.2.1 se estudió el comportamiento de la corrosión general de las áreas cilíndricas de probetas expuestas al proceso EAF torneado asistido con electropulsos. En la presente sección y con el ánimo de dar una posible explicación a los resultados hallados en el numeral 3.2.1, se estudiará la sección transversal de probetas (correspondientes a las mismas cinco condiciones de ensayo previas), mediante las técnicas de Ensayos de Curvas de polarización CP y Resistencia de polarización lineal RPL. Los ensayos se realizaron de acuerdo con las directrices del estándar ASTM G59 - 97 (2014), utilizando un equipo Potenciostato/galvanostato *PG TEKCORR 4.2 USB*. Las señales aplicadas, recogidas y procesadas por el equipo para obtener la tasa de corrosión V_{co} son utilizadas en el modelo matemático descrito a continuación:

$$V_{co} = 0.129 \cdot \frac{PE}{\rho} \cdot I_{corr} \quad (3.2)$$

donde,

- V_{co} es la tasa de corrosión (*mil per year*, mpy);
- PE es el peso equivalente del acero AISI/1045 ($PE = 27.92$);
- ρ es la densidad del material en estudio (7.85 g/cm^3);
- I_{corr} es la densidad de corriente de corrosión ($\mu\text{A/cm}^2$).

PE es el inverso del número equivalente N_{EQ} , el cual se calcula de acuerdo con lo indicado por la fórmula 3.3:

$$N_{EQ} = \sum_{i=1}^N \frac{f_i \cdot n_i}{a_i} \quad (3.3)$$

donde,

- N_{EQ} es el número equivalente;
- f_i es la fracción del elemento aleado;
- n_i es la Valencia del elemento;
- a_i es la masa atómica de cada elemento.

Las muestras utilizadas tenían 10 mm de longitud y áreas transversales del orden de 1 cm^2 , las cuales fueron pulidas con papel de lija grano 600, y posteriormente se les soldó un conductor eléctrico de cobre, para asegurar una adecuada conducción eléctrica. Seguidamente, cada probeta fue montada en un arreglo de tres electrodos, incluyendo un electrodo de referencia Ag/AgCl y un electrodo de grafito actuando como contador. El equipo utilizado establece automáticamente el potencial de circuito abierto (OCP) como el

rango de potencial entre las direcciones anódica y catódica. La rata de escaneo durante la polarización electrodinámica fue ajustada a 10 mV/s. Los especímenes fueron expuestos a un ataque corrosivo en una solución electrolítica de agua destilada y NaCl (3.5% en peso). Las pendientes TAFEL fueron obtenidas a las 0 h y a las 24 h de exposición. Los valores de la densidad de corriente de corrosión I_{corr} y las ratas de corrosión fueron obtenidas aplicando la técnica de Resistencia de polarización lineal RPL. Por último, en hoja electrónica Excel se trazaron las curvas de rata de corrosión versus tiempo.

En las Figuras 3-10 y 3-11 se muestran las curvas de polarización obtenidas a 0 h y 24 h, indicando la presencia de corrosión uniforme o general.

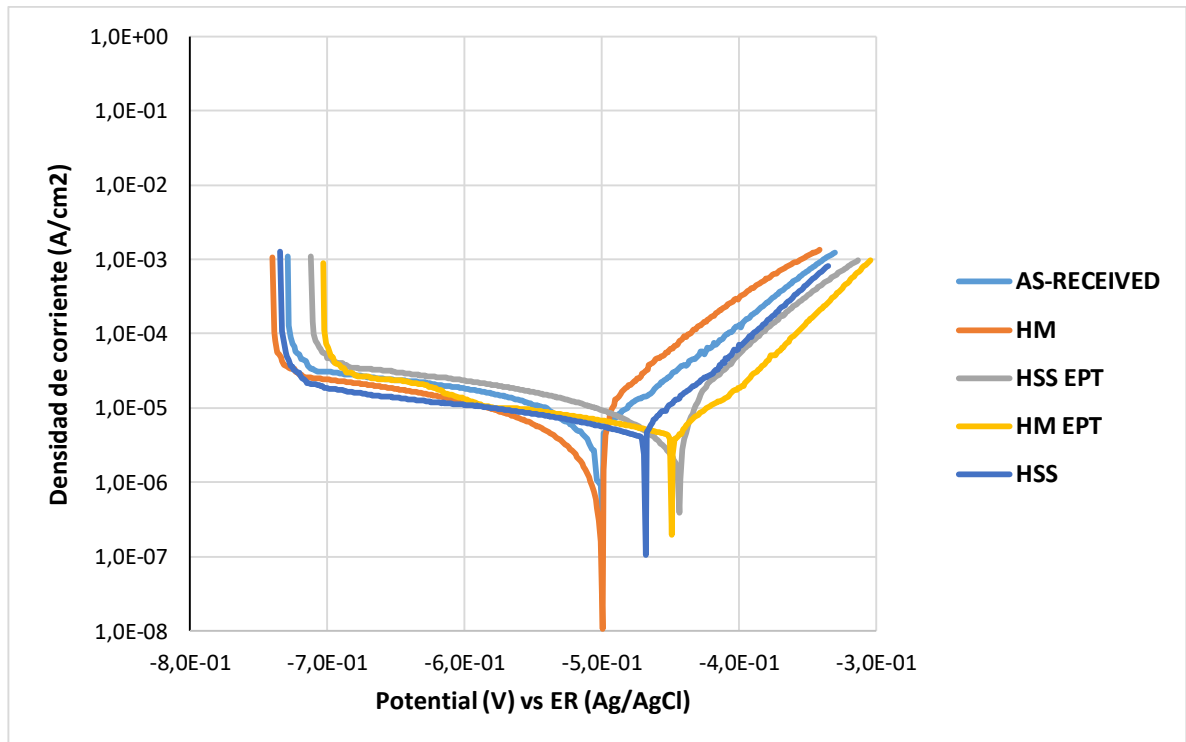


Figura 3-10 Curvas de polarización a 0 h; Montilla et al (2019)

Las curvas de polarización obtenidas (Figuras 3-10 y 3-11) indican que la corrosión podría estar gobernada por un proceso difusivo, dado que no fueron observadas evoluciones activas – pasivas.

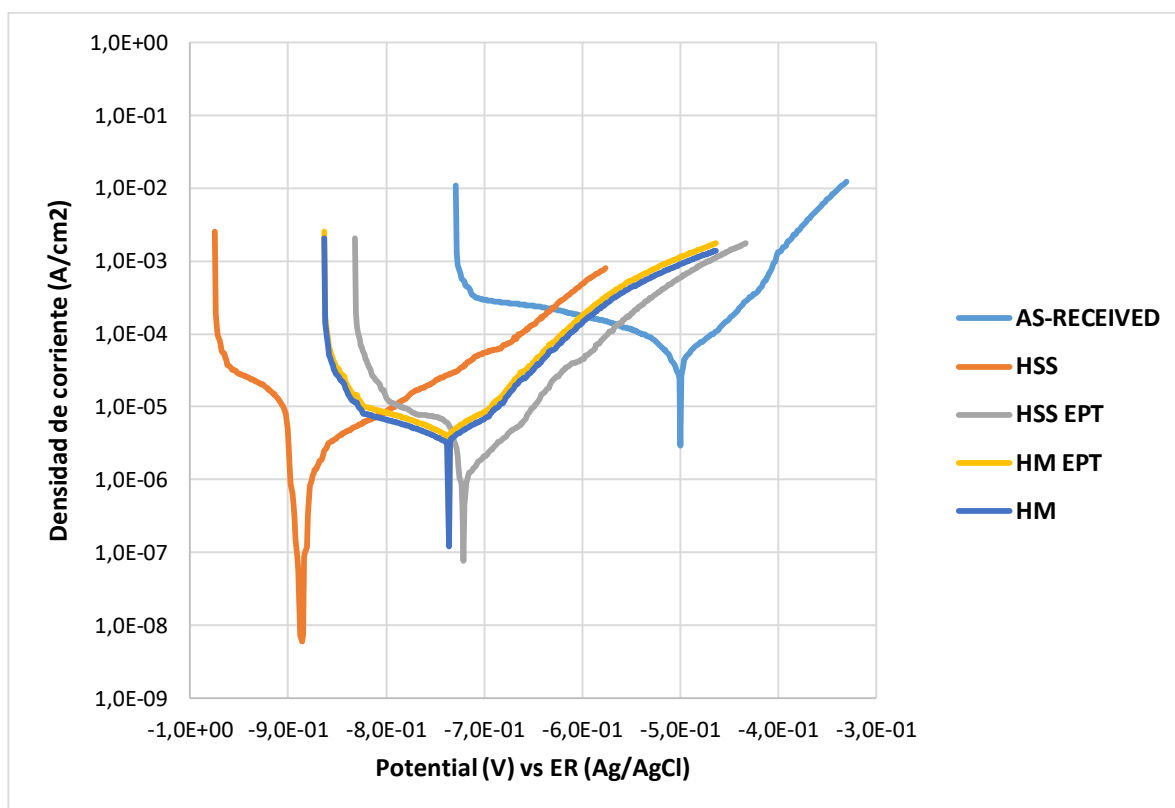


Figura 3-11 Curvas de polarización a 24 h; Montilla et al (2019)

La extrapolación *Tafel* en las zonas anódica y catódica de las curvas obtenidas, permiten el cálculo de las pendientes anódica (β_a) y catódica (β_c), para posteriormente establecer la constante de *Tafel*. En la Tabla 3-5 se presentan los mencionados valores.

Condición de ensayo	Pendiente catódica β_c (V)	Pendiente anódica β_a (V)	Constante Tafel β (V)	Pendiente catódica β_c (V)	Pendiente anódica β_a (V)	Constante Tafel β (V)
		0 h		24 h		
HSS	55.87	252.12	19.86	46.58	121.42	14.62
HM EPT	68.67	57.18	13.55	118.29	65.34	18.28
HSS EPT	144.55	39.38	13.44	58.27	66.51	13.49
HM	245.98	58.5	20.52	361.83	68.75	25.09
Suministro	318.84	69.13	24.67	38.73	70.59	10.86

Tabla 3-5 Datos proporcionados de las curvas de polarización sobre la sección transversal; Montilla et al (2019)

Usando la técnica LPR, se obtienen entonces los valores de corriente de corrosión, resistencia a la polarización y corrosión cinemática o rata de corrosión, los cuales son mostrados en la Tabla 3-6.

Condición de ensayo	Corriente de Corrosión	Resistencia a la polarización	Rata de corrosión	Corriente de Corrosión	Resistencia a la polarización	Rata de corrosión
---------------------	------------------------	-------------------------------	-------------------	------------------------	-------------------------------	-------------------

	I_{corr} (μA)	lineal LPR (Ω)	V_{co} (mpy)	I_{corr} (μA)	lineal LPR (Ω)	V_{co} (mpy)
	0 h			24 h		
HSS	97.68	203.30	12.58	168.79	86.61	21.73
HSS EPT	69.64	192.97	9.31	40.35	714.89	5.39
HM	25.59	801.83	2.97	105.3	238.22	12.21
HMEPT	9.04	1500.00	1.23	13.70	1330.00	1.86
Suministro	29.15	846.20	3.75	2.20	4930.00	0.29

Tabla 3-6 Valores de corriente de corrosión, Resistencia a la polarización y ratas de corrosión sobre la sección transversal; Montilla et al (2019)

De la Tabla 3-6 y al igual que en lo ocurrido en los ensayos de cámara salina (Figuras 3-8 y 3-9), tanto a las 0 h como a las 24 h, la asistencia del torneado con electropulsos (independiente de la herramienta), reduce la tasa de corrosión V_{co} . A las 0 h, con 12.58 mpy, es la tasa de corrosión V_{co} más alta y corresponde a las probetas HSS, mientras que 1.23 mpy es la tasa de corrosión V_{co} , más baja, la cual ocurre para HM-EPT. Complementariamente, a las 24 h, con 21.73 mpy, es la tasa de corrosión V_{co} más alta y corresponde de nuevo a las probetas HSS, y 1.86 mpy es la tasa de corrosión V_{co} más baja, la cual ocurre de nuevo para HM-EPT. Los datos anteriormente mencionados se pueden apreciar gráficamente en la Figura 3-12.

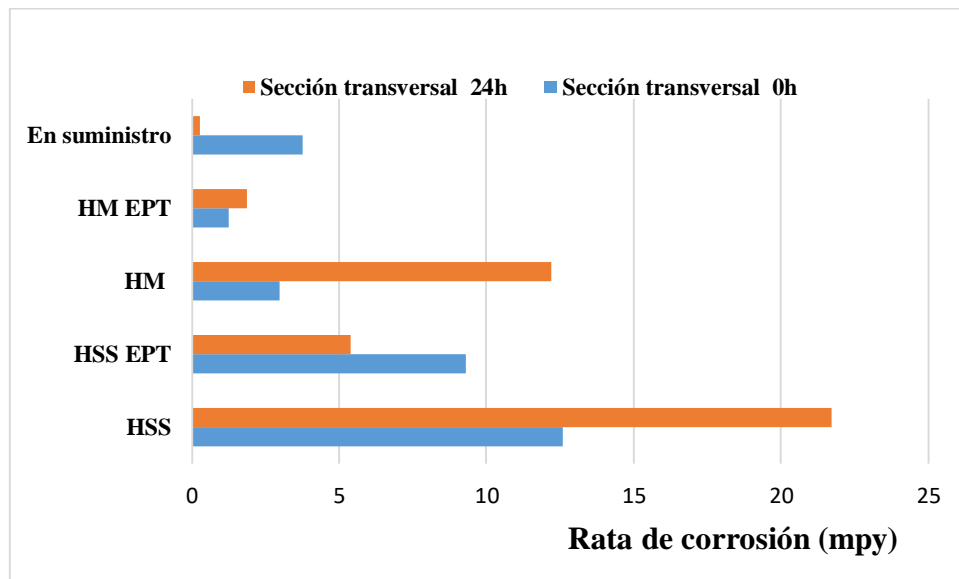


Figura 3-12 Ratas de corrosión de sección transversal de probetas obtenidas en proceso de torneado asistido con electropulsos; Montilla et al (2019)

3.2.3 Ensayos complementarios de microscopía óptica, procedimiento planimétrico y microdurezas

Dado que en el numeral 3.2.1 se supuso, pero no se evaluó la pérdida de la capa superficial de las probetas (afectada por la acción de los electropulsos), en el presente numeral se documentan los resultados de un estudio complementario (que no obedece a alguna norma o estándar), destinado a determinar la evolución de las áreas oxidadas en el borde de la cara transversal de probetas correspondientes a las condiciones de ensayo descritas en el

apartado 3.2.1 y con las mismas dimensiones descritas en el apartado 3.2.2. Estas probetas fueron pulidas con papel de lija hasta el tamaño de grano 1200, y se les efectuó un proceso de acabado en un paño *Buehler microcloth* PSA con alúmina de 0.3 μm .

Las probetas con sus caras previamente pulidas fueron introducidas en la cámara de niebla salina, y cada 15 min eran retiradas, se les tomaba una imagen a 50X (en el mismo punto de referencia sobre su borde) en un microscopio *Zeiss Axio Vert A1*, de nuevo se introducía la probeta a la cámara, y así, hasta alcanzar un tiempo de observación de 60 min. Ejemplos parciales de la evolución de las áreas oxidadas se pueden observar en la Figura 3-13.

Posteriormente, en el software (*DraftSight* 2018), se midió la evolución de las áreas oxidadas, y los resultados numéricos se pueden observar en la Tabla 3-7. Las mayores áreas oxidadas corresponden a las de las probetas torneadas convencionalmente, y consecuentemente, las menores áreas oxidadas corresponden a las probetas torneadas con la asistencia de los electropulsos. Por otra parte, al comparar el área oxidada de HM-EPT con HSS-EPT, las mayores áreas oxidadas corresponden a estas últimas. Los resultados de estas evoluciones son consecuentes con las velocidades de corrosión V_{co} , hallados en los apartados 3.2.1 y 3.2.2.

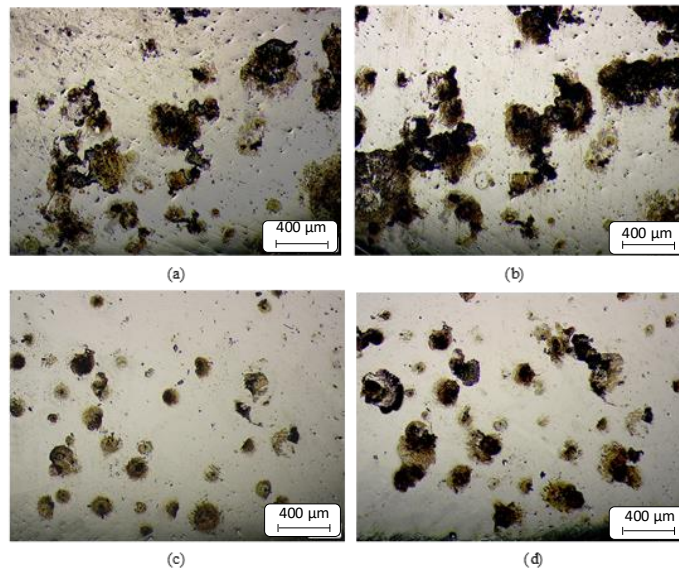


Figura 3-13 Evolución de la corrosión en el borde de la cara transversal de probetas (A 50X), (a) HM (30 min), (b) HM (60 min), (c) HM EPT (30 min), (d) HM EPT (60 min); Montilla et al (2019)

Áreas oxidadas en la cara transversal (μm^2)				
Tiempo (min)	HSS	HSS-EPT	HM	HM-EPT
15	241 594.8	23 150.5	90 355.2	25 293.3
30	416 886.0	114 623.6	379 033.5	104 153.2
45	674 922.8	426 903.3	575 725.0	242 215.0
60	742 718.2	592 543.5	639 871.2	346 970.7

Tabla 3-7 Evolución de áreas oxidadas del borde de la cara transversal de probetas; Montilla et al (2019)

3.2.4 Determinación micrográfica del Factor de forma de grano h y ensayo de microdureza

Con el ánimo de darle una explicación a los resultados hallados en los numerales 3.2.1, 3.2.2 y la parte previa del numeral 3.2.3, se decidió indagar por la afectación de los electropulsos al tamaño de los granos metalográficos, utilizando un procedimiento planimétrico y cuantificando las variaciones en las microdurezas en los bordes de las probetas.

El procedimiento planimétrico se desarrolló de acuerdo con las directrices del estándar (ASTM E112 - 13) con el objetivo de determinar en los bordes de las probetas (de las cinco condiciones de ensayo previamente trabajadas), variaciones en el factor de forma de grano h , el cual se define como la relación entre el número de intersecciones verticales R_v y horizontales R_h . Para implementar el procedimiento planimétrico se debe revelar la microestructura, puliendo la superficie, efectuando un tratamiento térmico a las probetas a 200 °C, efectuando un ataque químico con nital al 3% y observando la superficie en un microscopio *Zeiss Axio Vert A1*. El tratamiento térmico tiene como objetivo, incrementar la oxidación en las fronteras de los granos, y facilitar el revelado de los mismos. Finalmente, los valores de los factores de forma de grano h fueron procesados en el software (Minitab 2018 ®), para determinar las medias muestrales y sus desviaciones.

En la Tabla 3-8 se presentan los resultados obtenidos de los factores de forma de grano h , mostrando que efectivamente el proceso de torneado asistido con electropulsos genera cambios en los tamaños de los granos metalográficos. Al comparar los factores de forma de grano h de las condiciones HSS y HSS-EPT, un análisis de varianza ANOVA con un valor p (*valor p*) de 0.498, indica que los cambios ocurridos no son significativos para considerarlos poblaciones diferentes. Para el caso de las condiciones HM y HM-EPT, un análisis de varianza ANOVA con un valor p de 0.007 indica que los cambios en el factor de forma de grano h son significativos, y que son poblaciones diferentes. El valor de $h = 1.3727$ para HM-EPT es significativamente mayor que en las demás condiciones de ensayo, indicando que se ha reducido el número de bordes o límites de grano, lo cual disminuye la susceptibilidad a la corrosión intergranular. Este último fenómeno está en concordancia con lo reportado para diferentes aceros, y por diferentes autores tales como *Taiwaide et al* (2013), *Li et al* (2018) y *Yu et al* (2012).

Condición de ensayo	Factor de forma de grano h	ANOVA valor p
HSS	1.0230 ± 0.1239	0.498
HSS-EPT	1.0192 ± 0.1319	
HM	1.0980 ± 0.0849	0.007
HM-EPT	1.3727 ± 0.1558	

Tabla 3-8 Variación del factor de forma de grano h , at 200X; *Montilla et al* (2019)

Para evaluar los cambios en las microdurezas, se utilizó un durómetro *Wilson–Wolpert* 600-MRD, registrando las durezas cada 0.1 mm desde el borde de las probetas. Las Figuras 3-14

y 3-15 presentan los perfiles de microdureza obtenidos. Como puede observarse, los valores más bajos de microdureza ocurrieron en las cercanías de las superficies de las probetas y ocurrieron para las probetas torneadas con la asistencia de electropulsos, independiente de la herramienta utilizada, presentando una variación más estable para la condición HM-EPT. A partir de una profundidad de 1.5 mm, los valores de microdureza se vuelven muy similares, para todas las condiciones de ensayo.

Los anteriores hallazgos son consecuentes con lo indicado por diversos autores. *Groover* (2015) y *Totten* (Totten, 2006) han indicado que hay una relación inversa entre el tamaño de grano metalográfico y la dureza de un material. *Sánchez et al* (2015) reportaron las reducciones en la macrodureza de aceros de maquinaria tornados con la asistencia de los electropulsos, probablemente debido a la energía adicionada al material por los electropulsos.

En el numeral 3.3 se presentarán unos análisis de la afectación de los electropulsos a la macrodureza del material.

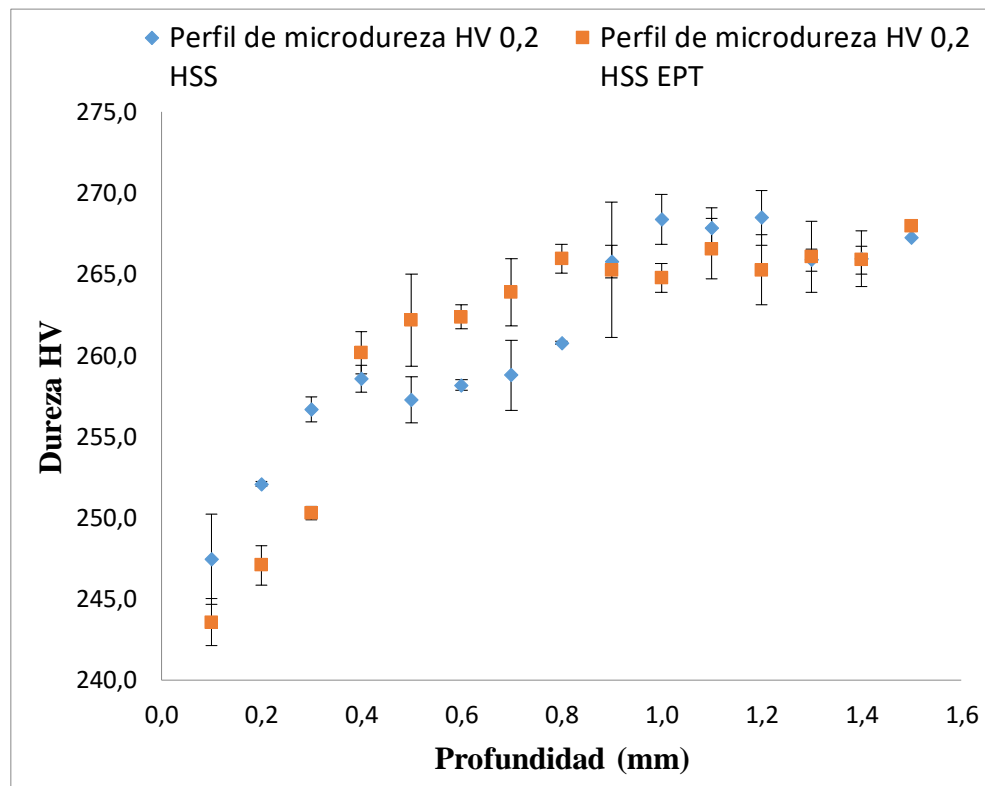


Figura 3-14 Perfiles de microdureza para especímenes torneados con herramientas HSS; *Montilla et al* (2019)

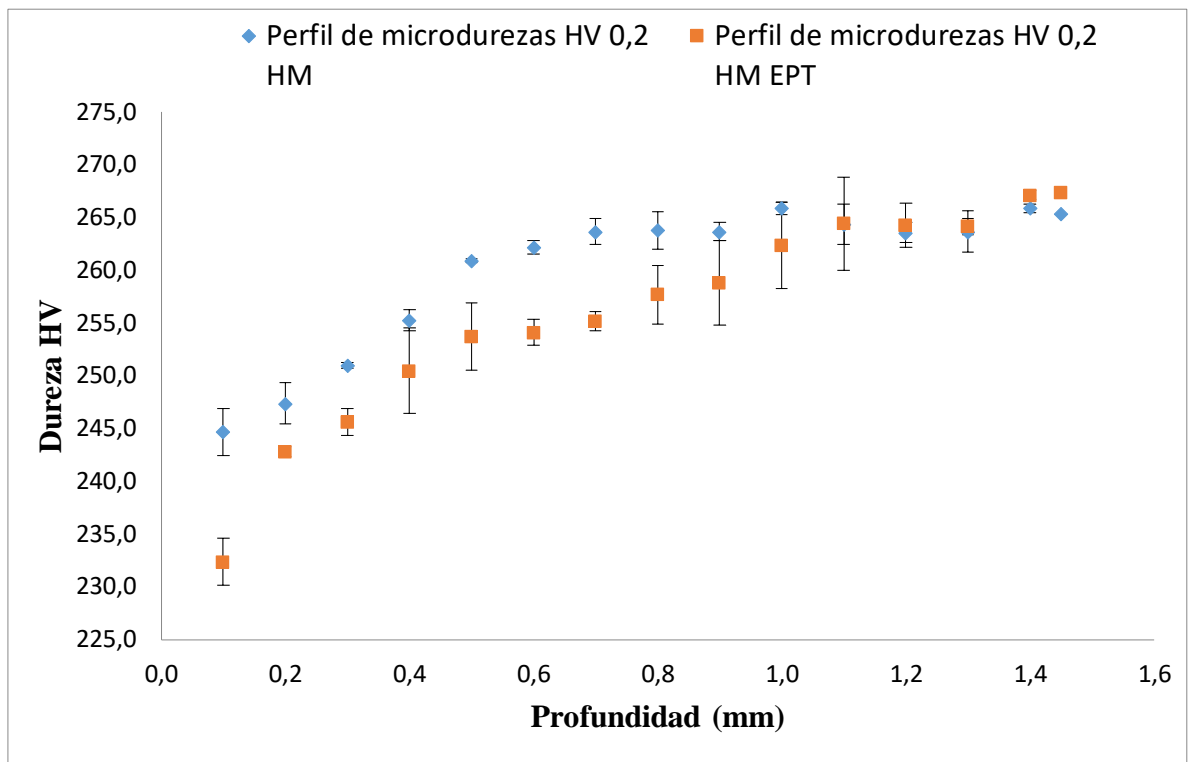


Figura 3-15 Perfiles de microdureza para especímenes torneados con herramientas HM; Montilla et al (2019)

3.2.5 Discusión

El estudio demostró que los electropulsos mejoran el comportamiento a la corrosión del acero AISI/SAE 1045 después del proceso de torneado, especialmente con el uso de la herramienta de corte *Hard Metal* HM (1.23 mpy a 0 H, y 1.86 mpy a 24 H). Mientras que, para la herramienta HSS, se obtuvieron comportamientos similares, con valores de 9.31 mpy a 0 H, y 5.31 mpy a 24 H.

El factor de forma de grano h en los bordes de las muestras torneadas con HM-EPT fue ligeramente mayor que el de sus contrapartes torneadas sin EPT, lo que redujo el número de bordes o límites de grano, lo que disminuye la susceptibilidad a la corrosión intergranular.

La asistencia del torneado con electropulsos ha mostrado que se reduce la microdureza superficial de las piezas torneadas (reducción de 12.3 HV en las muestras torneadas con la herramienta de corte HM y 6.4 HV en las muestras torneadas con la herramienta de corte HSS). Los valores más bajos de microdureza se encontraron para el punto más cercano a los bordes. Desde una profundidad de 1.5 mm en adelante, los valores de microdureza se vuelven muy similares a los obtenidos en torneado convencional con herramientas HM. Este hallazgo arroja luz sobre el efecto a través de la profundidad, de la energía añadida por los electropulsos.

Puesto que el acero AISI/SAE 1045 es de amplia utilización industrial, los hallazgos acerca de la mejora en el comportamiento a la corrosión general, luego de ser torneado con electropulsos, indican la conveniencia futura de utilizar el mencionado proceso.

3.3 Análisis de variación de durezas en probetas templadas de acero AISI/SAE 1045 torneadas con la asistencia de electropulsos

En estudios de torneado asistido con electropulsos, diversos autores han encontrado que las durezas superficiales de las piezas de trabajo son afectadas, siendo en general menores que las correspondientes a las obtenidas por torneado convencional. *Sánchez et al* (2015) determinaron cambios en las durezas relativas de tres aceros de maquinaria. Se entiende la dureza relativa como la relación entre la dureza del material torneado con EPT y la dureza del material tornado convencionalmente (HRB_{EPT}/HRB). Trabajando con aceros AISI/SAE 1020, 1045 y 4140, a diferentes regímenes de corte y niveles energéticos de los electropulsos (con un generador que entregaba máximo 90 A), encontraron reducciones máximas en la dureza relativa del orden del 16% para el AISI/SAE 1020, 8% para el AISI/SAE 1045 y 6% para el AISI/SAE 4140. Los autores *Zhang et al* (2012) mecanizaron aleaciones de magnesio AZ91, y encontraron reducciones de la dureza superficial del orden de 20%.

Tomando como base las experimentaciones de torneado asistido con electropulsos a probetas templadas de acero AISI/SAE 1045 (Descritas en el numeral 2.3), a los especímenes se les efectuaron mediciones de dureza, haciendo uso de un escleroscopio marca *Wekstoffprüfmaschinen* modelo HP-250.

A las probetas en estado de suministro se les efectuaron mediciones de durezas en escala HRB, con una carga de 100 kg-f durante 5 s, mientras que a las probetas templadas (antes y después del torneado) se les efectuó la medición en escala HRC, con una carga de 150 kg-f durante 5 s. A cada probeta se le tomaron cinco lecturas de dureza en la región de interés, sumándoles la respectiva corrección de 1.5, dada su forma cilíndrica, de acuerdo con el estándar (E18-17, 2017).

La Tabla 3-9 presenta la evolución de las macrodurezas, iniciando en estado de suministro, pasando a la condición de temple, y culminando en la región torneada (afectada o no por los electropulsos).

Un análisis de varianza ANOVA con un valor p de 0.193, indica que no hubo diferencia significativa en las durezas de las regiones torneadas convencionalmente o con la asistencia de electropulsos. Complementariamente, los análisis de varianza ANOVA de las durezas de las probetas templadas (sin tornear) en relación con las durezas de las regiones torneadas (convencionalmente y con la asistencia de EPT), esencialmente no son poblaciones diferentes. Las condiciones específicas de corte y EPT utilizadas, no propiciaron reducciones en las durezas de la pieza de trabajo. Estos comportamientos guardan relación con lo observado en el numeral 2.3, en donde numéricamente se mostró que los electropulsos no propiciaron la reducción de las fuerzas y energías específicas de corte,

posiblemente, debido a la elevada dureza inicial del material, y a la baja densidad de corriente aplicada.

Condición de ensayo	Dureza HRB y HRC
Suministro	(104.40 ± 1.88) HRB
Templadas	(47.20 ± 1.42) HRC
Región de mecanizado convencional	(50.75 ± 1.83) HRC
Región de mecanizado asistido con EPT	(50.84 ± 3.00) HRC

Tabla 3-9 Variación de las macrodurezas en probetas templadas (Véase el numeral 2.3)

3.4 Influencia del torneado asistido con electropulsos sobre la Resistencia a la fluencia σ_f de aceros AISI/SAE 1045 y 4140

Los procesos de fabricación que involucran deformación plástica (mecanizado, forjado, trefilado, etc.) trabajan a velocidades de deformación muy altas en relación con ensayos cuasi-estáticos como el de tracción. No obstante, varias de las propiedades mecánicas entregadas por los diagramas esfuerzo – deformación se toman como referencia para los procesos de alta velocidad de deformación, específicamente el esfuerzo convencional (resistencia a la fluencia) σ_f y resistencia a la tracción σ_r .

Según *Hull et al* (Hull, 2001), un ensayo de tracción es un ensayo clásico, que sigue siendo muy importante para la caracterización del comportamiento de los materiales, al ser sometidos a esfuerzos de tracción o compresión. Un ensayo de tracción se caracteriza por grandes deformaciones plásticas, producto de las tensiones mecánicas propias del proceso. Las tensiones de corte producen un flujo plástico del material que genera un estrechamiento local en la probeta, que finaliza con el rompimiento de ella. En este tipo de ensayos son muy importantes la carga aplicada y su velocidad de aplicación.

Según *Sprecher et al* (1986), el fenómeno de electroplástico EP consiste en el cambio de las propiedades mecánicas de un metal, debido a la aplicación simultánea de esfuerzos mecánicos como tracción, compresión, flexión, etc., y pulsos instantáneos de elevada corriente. El cambio en la tasa de *deformación plástica* propiciada por la electroplasticidad se debe a efectos térmicos generados por Efecto *Joule* y a efectos atérmicos por campos magnéticos y eléctricos.

La investigación del fenómeno de la electroplasticidad en los ensayos de tracción ha sido abordada por diversos investigadores. *Jae-Hun et al* (2014), condujeron un ensayo a tracción de *Aluminun 5032-H32*, a velocidades de deformación del orden de 0.0008 s^{-1} , densidades de corriente entre (60 – 110) A/mm², duración de pulso de 0.75 s y período de

pulso de 30 s; los especímenes en estudio alcanzaron temperaturas máximas del orden de 240 °C; los valores de los esfuerzos presentaron sucesivas caídas y recuperaciones durante la experimentación. Finalmente, y con base en el efecto *Joule*, desarrollaron una expresión empírica para una curva global esfuerzo - deformación; la curva global acota por encima los picos de las sucesivas curvas locales esfuerzo-deformación correspondiente a cada caída de esfuerzo.

Liu et al (2015), condujeron otro ensayo a tracción para una aleación de magnesio AZ31B, a velocidades de deformación fluctuando entre (0.001-0,1) s⁻¹, corrientes eléctricas pulsantes del orden de 210 A/mm², de duración de pulso de 80 μs y frecuencia de 300 Hz; los especímenes en estudio alcanzaron temperaturas comprendidas entre (200–300) °C; en las diferentes curvas esfuerzo-deformación obtenidas se presentaron reducciones del esfuerzo con respecto a la curva tomada como base del material ensayado sin pulsos de corriente. Una correlación entre el parámetro *Zener-Hollomon* y un factor de reducción de esfuerzo fue obtenido. De acuerdo con las observaciones, determinaron que del (50-70)% de la caída de esfuerzo se debieron a efecto Joule.

Magargee et al (2013), efectuaron ensayos a tracción a hojas de titanio comercialmente puro (CP titanium grado 2), a velocidades de deformación del orden de 0.002 s⁻¹, corrientes eléctricas comprendidas entre (6 – 16) A/mm², duraciones de pulso comprendidas entre (10 – 30) s; en su experimentación aplicaron los mencionados pulsos, a temperaturas cercanas a la ambiente (40 °C), e hicieron contraste, aplicando los mismos pulsos, pero llevando los especímenes a temperaturas hasta del orden de 435 °C; en los ensayos efectuados a temperaturas cercanas a la ambiente, encontraron que las reducciones del esfuerzo (*stress*) con respecto a la curva base del material ensayado sin pulsos de corriente fue prácticamente nula. Por otra parte, en los ensayos efectuados a temperaturas altas, las reducciones del esfuerzo con respecto a la curva base, sí fueron significativas. Posteriormente hallaron dos correlaciones diferentes para modelar la caída del esfuerzo, basado en un modelo modificado de *Hollomon* y en el modelo de *Johnson-Cook*.

Mai et al (2011), efectuaron ensayos a tracción a un acero inoxidable 316L, a velocidades de deformación del orden de 0.001 s⁻¹, corrientes eléctricas constantes comprendidas entre (5 – 10) A/mm². En su experimentación aplicaron la corriente eléctrica, a dos valores de temperatura, 50 °C y 110 °C. La temperatura fue mantenida así con un aire forzado de enfriamiento; encontraron que hubo cambios pequeños en los perfiles de la curva esfuerzo deformación. Por último, y utilizando la ecuación de *Ludwik's*, hallaron un modelo que representa las variaciones del perfil de la curva esfuerzo-deformación.

Como se expone en los trabajos anteriores, los ensayos se ejecutaron en condiciones de temperatura, velocidades de deformación y de densidad de corriente tales, que propician en todos los casos la ocurrencia del efecto *Joule*. Consecuentemente los cambios producidos por el efecto electroplástico han sido descritos y modelados en función del efecto *Joule* o de la teoría de la plasticidad, no permitiendo visualizar los efectos atérmicos de campo eléctrico y magnético (atérmicos). Las investigaciones del efecto electroplástico en tracción, propiciadas por fenómenos atérmicos son escasas, por ejemplo, *Stolyarov et al* (2008) y *Zhang et al* (2003). Según *Magargee et al* (2013), la física de la deformación asistida eléctricamente debe ser suficientemente entendida para que el proceso pueda ser modelado adecuadamente.

En los numerales 3.4.1 y 3.4.2 se presentan los resultados de ensayos de tracción asistido

con electropulsos, correlacionados con los ensayos desarrollados en los numerales 2.3, 2.4 y 3.3.

3.4.1 Variación de la Resistencia a la fluencia σ_f para probetas templadas de acero AISI/SAE 1045, sometidas a tracción con la asistencia de electropulsos

Los resultados reportados en el presente apartado se relacionan con los ensayos reportados en los numerales 2.3 y 3.3.1. Se fabricaron 24 probetas de acero AISI/SAE 1045, de acuerdo con la norma ASTM E8 / E8M (2013), según se muestra en la Figura 3-16. El diámetro de las probetas en la región de trabajo es 2.87 mm, su sección transversal es de 6.47 mm², la longitud calibrada es de 11.43 mm y la longitud de la sección reducida es de 32 mm. Posteriormente fueron templadas en aceite, a 860°C durante 1 h, y luego fueron revenidas a 250°C durante 1 h.

Se hizo uso de una máquina universal de ensayos *Ibertest UMIB-600SW*, y para el montaje se elaboraron utillajes con el fin de aislar las probetas de la estructura de la máquina, tal como se puede apreciar en la Figura 3-17.

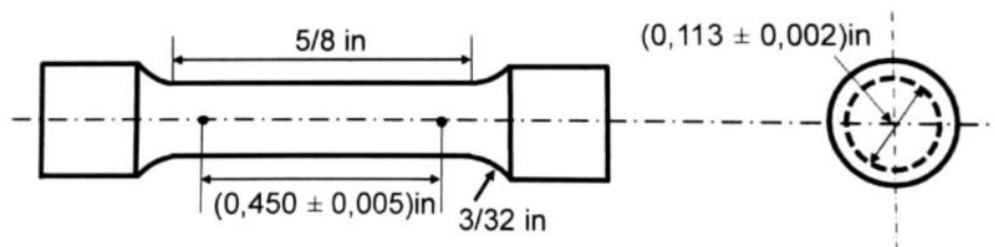


Figura 3-16 Dimensiones principales de probetas ASTM E-8 utilizadas; Montilla et al (2017)

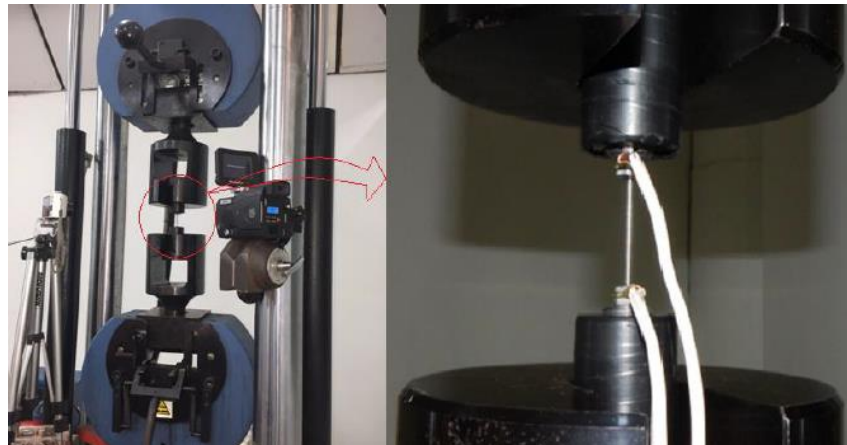


Figura 3-17 Montaje de la probeta en la máquina universal; Montilla et al (2017)

Para la aplicación de los electropulsos se hizo uso del mismo generador de pulsos reportado en el numeral 2.1 (corriente máxima de 130 A), a una frecuencia de 300 Hz y ancho de pulso de 200 μ s. De acuerdo con la Tabla 2-11 en estas condiciones eléctricas la corriente RMS es de 16.64 A, y referido al área de las probetas utilizadas, la densidad de corriente es del orden de 2.7 A/mm² (Tabla 3-10), valor muy pequeño en relación con los demás estudios relacionados en la introducción previa.

El estándar (ASTM E8 / E8M - 13, 2013) indica que los ensayos de deben realizar a velocidades que permitan una aplicación de esfuerzos entre 10 000 psi/min a 100 000 psi/min (1.14 N/mm²-s a 11.5 N/mm²-s). Esta tasa de aplicación de esfuerzo referida a la sección de las probetas utilizadas se convierte en una velocidad de carga comprendida entre 7.5 N/s a 75.0 N/s.

Con una cámara termográfica *Wuhan Guide TP8S* con resolución de 0.1°C, se registraron las temperaturas externas de las probetas, siendo las máximas del orden de 32.0°C (Véase la Figura 3-18), siendo la temperatura del laboratorio del orden de 29°C. Las temperaturas de las probetas durante los ensayos son muy inferiores a las indicadas en los estudios reseñados en la introducción del presente numeral.



Figura 3-18 Temperaturas externas de las probetas ensayadas a tracción asistida con electropulsos; Montilla et al (2017)

De acuerdo con la Tabla 3-10, las pruebas se realizaron con velocidades de carga dentro del rango indicado por la norma (específicamente 75 N/s), y se utilizaron otras velocidades por fuera de la norma, una muy baja (10 N/s), y otras muy altas (3000 N/s y 10 000 N/s). Las altas velocidades de ensayo tienen por objetivo determinar el esfuerzo convencional σ_f a unas tasas de deformación cercanas a las de un proceso de torneado. Para cada condición de ensayo se efectuaron dos réplicas.

Condición de ensayo	Velocidad de ensayo (N/s)	J_{RMS} (A/mm ²)	Resistencia a la fluencia σ_f (MPa)	Análisis de varianza ANOVA
1	10	No	1554.6 ± 128.3	0.389
2	10	2.6	1465.7 ± 94.6	
3	75	No	1466.9 ± 140.8	0.980
4	75	2.6	1464.1 ± 48.1	
5	3 000	No	1468.2 ± 74.2	0.603
6	3 000	2.6	1481.1 ± 163.4	
7	10 000	No	1425.6 ± 63.9	0.429
8	10 000	2.6	1471.9 ± 18.7	

Tabla 3-10 Resistencia a la fluencia σ_f de probetas templadas de AISI/SAE 1045 (Véase el numeral 2.3)

En la columna derecha de la Tabla 3-10 se observan los valores p entregados por los análisis de varianza ANOVA, correspondientes a resultados hallados a la misma velocidad de ensayo. Las poblaciones no son significativamente diferentes, sin embargo, los menores valores p ocurren a las más bajas y más altas velocidades de ensayo (0.389 y 0.429).

Posteriormente, se efectuaron dos agrupaciones, todas las probetas sometidas a tracción sin EPT y todas las sometidas a tracción con EPT, y se les efectuaron pruebas de *Grubbs*, indicando que no hubo datos atípicos. Seguidamente se efectuó un análisis de varianza ANOVA y con un valor p de 0.854 se determinó que las poblaciones no difieren significativamente entre sí. En otras palabras, la combinación de densidades de corriente y velocidades de ensayo no fueron las necesarias para inducir reducciones importantes en el esfuerzo convencional σ_f .

La variación no significativa del esfuerzo convencional σ_f al asistir el ensayo de tracción con electropulsos, guarda relación con los resultados obtenidos en las experimentaciones mencionadas en los numerales 2.3 y 3.3.1: la combinación de condiciones de corte y densidades de corriente no propiciaron reducciones en las fuerzas y energías específicas de corte (Tablas 2-12 y 2-13) ni en las durezas en las regiones de probetas templadas con la asistencia electropulsos (véase la Tabla 3-8).

3.4.2 Variación de la Resistencia a la fluencia σ_f y Resistencia a la tracción σ_r en probetas en estado de suministro de acero AISI/SAE 1045, sometidas a tracción con la asistencia de electropulsos

Lo resultados reportados en el presente apartado se relacionan con los ensayos realizados en el numeral 2.4. Se trabajó con el mismo tipo de probetas de acero AISI/SAE 1045 (en estado de suministro) y con la misma máquina universal de ensayos, descritas en el numeral 3.4.1. Para la aplicación de los electropulsos se hizo uso del mismo generador de pulsos reportado en el numeral 2.1 (corriente máxima de 130 A), a una frecuencia de 300 Hz y ancho de pulso de 200 μ s, correspondientes a las condiciones 3, 13, 21 y 5, 15, 19 de alta energía reseñadas en la Tabla 2-16. De acuerdo con la Tabla 2-17 en estas condiciones eléctricas la corriente RMS es de 16.64 A, y referido al área de las probetas utilizadas, la densidad de corriente es del orden de 2.7 A/mm² (Tabla 3-10).

De acuerdo con la Tabla 3-11, se aplicaron velocidades de carga dentro del rango indicado por la norma (específicamente 75 N/s), y se aplicaron otras velocidades por fuera de la norma, una muy baja (10 N/s), y otra muy alta (3000 N/s).

Condición de ensayo	Velocidad de ensayo (N/s)	J_{RMS} (A/mm²)
1	10	No
2	10	2.6
3	75	No
4	75	2.6
5	3 000	No

3.5 Variación de la Resistencia a la fluencia σ_f , Resistencia a la tracción σ_r y propiedades metalúrgicas de probetas de acero AISI/SAE 4140, sometidas a tracción con la asistencia de electropulsos

De acuerdo con el estudio adelantado por *Sánchez et al* (2015), los electropulsos generaron cambios importantes en el acabado superficial, la dureza y la energía específica de corte al torneear probetas de acero aleado AISI/SAE 4140. Con el ánimo de ahondar un poco en la comprensión del efecto de los electropulsos sobre la Resistencia a la fluencia σ_f , Resistencia a la tracción σ_r y propiedades metalúrgicas de probetas de acero AISI/SAE 4140, los numerales 3.5.1 y 3.5.2, presenta los resultados de dos estudios realizados.

El acero AISI/SAE 4140 pertenece a la familia de aceros para maquinaria, al molibdeno, templable, utilizado en la fabricación de piezas sometidas a las exigencias de torsión e impacto, como por ejemplo ejes, engranajes, cigüeñales, bielas, cilindros de motores, etc. El acero utilizado en los estudios descritos a continuación fue trabajado en estado de suministro (condiciones de temperatura suave); en la Tabla 3-13 se presenta su composición química (wt. %).

Elemento	C	Mn	Si	P	S	Cr	Ni	Mo	Cu	Al	Sn	V	Ti	Nb	Pb
wt. %	0.42	0.79	0.24	0.018	0.022	1.06	0.11	0.19	0.13	0.014	0.009	0.003	0.002	0.003	0.001

Tabla 3-13 Composición química (wt. %) de acero AISI/SAE 4140; (Compañía General de Aceros)

3.5.1 Variación de la Resistencia a la fluencia σ_f , Resistencia a la tracción σ_r del acero AISI/SAE 4140, al asistir con electropulsos su Ensayo de tracción

En la Tabla 3-14 se presentan las diferentes condiciones de ensayo trabajadas, así como las densidades de corriente aplicadas, informaciones que son complementadas en la Tabla 3-15 con las densidades de corriente aplicadas, los valores obtenidos de Resistencia a la fluencia σ_f y Resistencia a la tracción σ_r , así como los valores p de los análisis de varianza efectuados.

Condición de ensayo	Velocidad de ensayo (N/s)	Frecuencia (Hz)	Ancho de pulso (μ s)	J _{RMS} (A/mm ²)
1	75	300	200	2.60
2	75	300	50	0.36
3	75	No	No	No
4	3 000	300	200	2.60
5	3 000	300	50	0.36
6	3 000	100	50	0.25
7	3 000	No	No	No
8	30 000	300	200	2.60
9	30 000	No	No	No

Tabla 3-14 Condiciones de ensayo y densidad de corriente para AISI/SAE 4140; Montilla et al (2017)

En la columna de la derecha de la Tabla 3-15 se aprecian los valores p, obtenidos al comparar los resultados de las agrupaciones de condiciones de ensayo con la asistencia de electropulsos versus sin la asistencia, a la misma velocidad de ensayo. De nuevo, y tal como ocurrió con las probetas templadas (Tabla 3-10), a la velocidad de ensayo de 30 000 N/s, un valor p de 0.345 indica que no ocurrieron cambios significativos en la Resistencia a la fluencia σ_f , probablemente el tiempo de aplicación de la energía de los electropulsos es muy corto y no se alcanza a propiciar la ocurrencia del efecto electroplástico.

Condición de ensayo	Velocidad de ensayo (N/s)	J_{RMS} (A/mm ²)	Resistencia a la fluencia σ_f (MPa)	Análisis de varianza ANOVA σ_f	Resistencia a la tracción σ_r (MPa)	Análisis de varianza ANOVA σ_r
1	75	2.60	781.7 ± 21.5		874.4 ± 14.9	
2	75	0.36	766.8 ± 30.2	0.000	885.6 ± 17.0	0.000
3	75	No	875.8 ± 6.5		946.8 ± 16.0	
4	3 000	2.60	803.6 ± 12.2		885.9 ± 13.6	
5	3 000	0.25	764.4 ± 3.9	0.856	864.9 ± 9.1	0.038
6	3 000	No	789.9 ± 5.9		903.7 ± 7.3	
7	30 000	2.60	724.7 ± 63.7		843.3 ± 26.2	
8	30 000	No	780.5 ± 29.9	0.345	891.5 ± 10.2	0.098

Tabla 3-15 Resistencia a la fluencia σ_f y a la Tracción σ_r de probetas en estado de suministro de AISI/SAE 4140

Para el caso de la velocidad de ensayo de 75 N/s, los valores p de 0.000 indican que las Resistencias a la fluencia σ_f y las Resistencias a la tracción σ_r , al asistir el ensayo con electropulsos o no, corresponden a condiciones diferentes. Adicionalmente, al comparar la condición de ensayo 1 (máxima energía de electropulsos) con la condición de ensayo 2 (baja energía de electropulsos), valores p de 0.431 y 0.377, indican que las Resistencia a la fluencia σ_f y las Resistencia a la tracción σ_r no son poblaciones diferentes. Al comparar las condiciones 1 (máxima energía de electropulsos) y 3 (sin electropulsos), valores p de 0.001 y 0.000, indican que la Resistencia a la fluencia σ_f y la Resistencia a la tracción σ_r son poblaciones diferentes. Por último, al comparar las condiciones 2 (baja energía de electropulsos) y 3 (sin electropulsos), valores p de 0.001 y 0.012, indican que las Resistencias a la fluencia σ_f y las Resistencias a la tracción σ_r son poblaciones diferentes.

Para el caso de la velocidad de ensayo de 3 000 N/s, valores p de 0.856 y 0.038 indican que las Resistencias a la fluencia σ_f , al asistir el ensayo con electropulsos (combinación de condiciones de ensayo 4 y 5) o no (Condición de ensayo 6), no corresponden a condiciones diferentes, mientras que las Resistencia a la tracción σ_r sí corresponden a poblaciones diferentes. Al comparar la condición de ensayo 4 (máxima energía de electropulsos) con la condición de ensayo 6 (No aplicación de electropulsos), valores p de 0.125 y 0.085, indican que la Resistencia a la fluencia σ_f y la Resistencia a la tracción σ_r no son poblaciones

diferentes. Al comparar las condiciones 4 (máxima energía de electropulsos) y 5 (baja energía de los electropulsos), valores p de 0.008 y 0.107, indican que las Resistencias a la fluencia σ_f corresponden a poblaciones diferentes, mientras que las Resistencias a la tracción σ_r no lo son. Por último, al comparar las condiciones 5 (baja energía de electropulsos) y 6 (sin electropulsos), valores p de 0.013, indican que las Resistencia a la fluencia σ_f y las Resistencia a la tracción σ_r son poblaciones diferentes.

Posteriormente, se efectuaron dos agrupaciones, sin EPT y con EPT, a las cuales se les efectuaron pruebas de *Grubbs*, indicando que no hubo datos atípicos. Seguidamente se efectuó un análisis de varianza ANOVA y valores p de 0.094 y 0.000, indican que las Resistencias a la fluencia σ_f no son poblaciones diferentes, mientras que las Resistencias a la tracción σ_r , sí lo son. Para el caso de la Resistencias a la fluencia σ_f , a pesar que de manera estricta se supere el nivel de significancia de 0.05, en las diferentes condiciones de ensayo se aprecia la tendencia de los electropulsos a cambiar significativamente su comportamiento, en relación al ensayo clásico de tracción.

En comparación con los estudios desarrollados por *Roh et al* (2014), *Liu et al* (2015), *Magargee et al* (2013) y *Mai et al* (2011), en donde se aplicaron densidades de corriente y se alcanzaron temperaturas más altas que las del presente estudio, para el acero AISI/SAE 4140 se han hallado afectaciones importantes del esfuerzo convencional σ_f y la Resistencia a la tracción σ_r , en varias combinaciones de velocidad de ensayo con densidades de corriente relativamente baja (2.7 y 0.36 A/mm²) y a temperaturas cercanas a la del ambiente del sitio de ensayo (32 °C).

3.5.2 Variación de algunas propiedades metalúrgicas de probetas de acero AISI/SAE 4140, sometidas a tracción con la asistencia de electropulsos

Dados los cambios hallados en cuanto a las Resistencias a la fluencia σ_f y a la Tracción σ_r en el acero AISI/SAE 4140, al asistir el ensayo de tracción con electropulsos, se decidió conducir un nuevo estudio, con el fin de indagar el origen de los mencionados cambios, desde el punto de vista de cambios microestructurales y cambios de fase. Utilizando una estructura de ensayo como la descrita en el numeral 3.5.1, se realizaron ensayos de Tracción en las condiciones descritas en la Tabla 3-16.

Condición de ensayo	Velocidad de ensayo (N/s)	Frecuencia (Hz)	Ancho de pulso (μ s)	J_{RMS} (A/mm ²)
1	2	No	No	No
2	6	No	No	No
3	10	No	No	No
4	2	300	200	2.18
5	6	300	200	2.18
6	10	300	200	2.18
7	75	300	200	4.20

8	3 000	300	200	4.20
9	30 000	300	200	4.20

Tabla 3-16 Condiciones de ensayo y densidad de corriente para AISI/SAE 4140; Montilla et al (2017)

Se estudiaron variaciones propiciadas por los electropulsos en las propiedades de Resistencia a la fluencia σ_f , Resistencia a la tracción σ_r y % de elongación. En este estudio se consideró la Resistencia a la fluencia como el valor del límite proporcional al inicio de la fluencia. En la Tabla 3-17 se presentan los resultados de las propiedades mencionadas, mientras que en la Figura 3-19 se presenta la variación de las propiedades previamente mencionadas.

Condición de ensayo	Resistencia a la fluencia σ_f (MPa)	Resistencia a la tracción σ_r (MPa)	Elongación (%)
1	726	953	13.8
2	819	1098	15.4
3	707	915	11.9
4	627	882	12.6
5	540	749	12.6
6	535	776	12.0
7	530	755	13.2
8	602	856	11.1
9	688	925	13.1

Tabla 3-17 Resultados de Resistencia a la fluencia, Resistencia a la tracción y % de elongación para AISI/SAE 4140; Montilla et al (2017)

Con respecto a la Tabla 3-17, al analizar los resultados de las condiciones 1 a 6, es decir las correspondientes a las bajas velocidades de ensayo, los valores más bajos de Resistencia a la fluencia σ_f y Resistencia a la tracción σ_r ocurren para las condiciones de asistencia con electropulsos, lo cual puede ser observado más claramente en las Figuras 3-19 a y 3-19 b. De nuevo, y tal como ocurrió en el numeral 3.5.1, los mencionados cambios se lograron con densidades de corriente menores a las utilizadas en los estudios previos adelantados por Roh et al (2014), Liu et al (2015), Magargee et al (2013) y Mai et al (2011). Atendiendo a la Figura 3-19 c, correspondiente a las más altas velocidades de ensayo, especialmente para 30 000 N/s, no se aprecian variaciones significativas en las propiedades mecánicas. Esta última situación guarda relación con los hallazgos indicados en la Tabla 3-10 (Numeral 3.4.1) y la Tabla 3-15 (Numeral 3.5.1), en donde probablemente el tiempo de ejecución del ensayo es tan corto, que los electropulsos no alcanzan a actuar adecuadamente. En cuanto a los porcentajes de elongación no hubo cambios apreciables en los valores hallados.

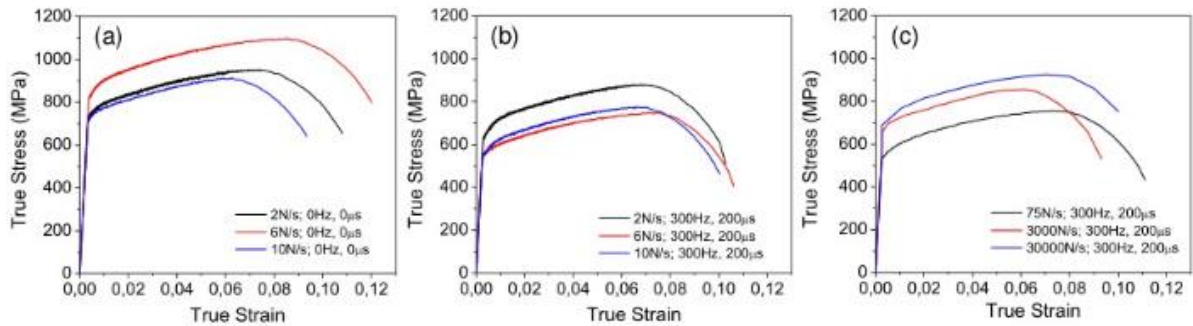


Figura 3-19 Comportamiento mecánico de acero AISI/SAE 4140. (a) sin electropulsos, (b) con electropulsos; Montilla et al (2017)

Una vez efectuados los ensayos de Tracción, las zonas donde ocurrieron las fracturas, fueron recortadas y preparadas metalográficamente, para efectuar observaciones y análisis con microscopía SEM y con DRX. Para la microscopía SEM se hizo uso de un microscopio electrónico de barrido *ZEISS EVO/MA 10*, a una tensión de aceleración de 20 kV. Para la determinación de esfuerzos residuales, orientación cristalográfica y parámetros de red, se aplicó radiación $\text{Co-K}\alpha$ ($\lambda = 1.788965 \text{ \AA}$) con un difractómetro *Phillips X'pert Pro Panalytical*. En los ensayos XRD también se determinó el tamaño del cristal haciendo uso de la ecuación de *Scherrer* consultada en la bibliografía clásica de *Culity* (1978). Posteriormente, haciendo uso de la fórmula 3.4, se determinó la relación entre el ensanchamiento del pico promedio y los micro-esfuerzos.

$$\beta^2 = \left(\frac{0.94 \lambda}{D \cdot \cos\theta} \right)^2 + (4\varepsilon \cdot \tan\theta)^2 + \beta_0^2 \quad (3.4)$$

donde,

β es el ensanchamiento del pico promedio, determinado por FWHM (*Full width at half maximum*);

λ la longitud de onda de los rayos X;

D es el tamaño promedio de la cristallita;

ε es el microesfuerzo;

θ es el ángulo de Bragg;

$\beta_0 = 0.03514^\circ$ es el ensanchamiento instrumental [83].

Con la técnica XRD se estimaron los esfuerzos residuales con base en el método *pinhole*, el cual se aplicó bajo las siguientes asunciones: esfuerzos isotrópicos (σ), estados de esfuerzos biaxial y equivalencia de esfuerzos principales en cuanto a magnitudes, lo cual se puede modelar con la siguiente fórmula:

$$\sigma = \left(\frac{E}{2 \cdot \vartheta} \right) \cdot \left(\frac{a_0 - a}{a_0} \right) \quad (3.5)$$

donde,

σ es el esfuerzo isotrópico

E es el módulo de Young (200 GPa para acero AISI/SAE 4140);

ν es la relación de Poisson (0.3);

a_0 es 2.8637 Å;

a corresponde a mediciones de parámetros de red de hierro δ (BCC).

Después de ser sometidos a tracción, los especímenes conservaron una microestructura martensita/bainita, esencialmente la misma estructura correspondiente a su estado de suministro (bonificado), no obstante, se observó la presencia de microcomponentes como martensita recocida, bainita superior e inferior. En la Figura 3-20 se aprecia que las condiciones de ensayo a 75 N/s (3.20 a) y a 3000 N/s (3.20 b) exhiben un comportamiento más estable frente a la condición de ensayo de 30 000 N/s (3.20 c), la cual exhibió un comportamiento más esforzado. Al comparar las condiciones de ensayo de 75 N/s y 30 000 N/s, esta última presenta un área de bainita inferior más grande. En el apartado de XRD se ampliará la descripción de la presencia de fases y microcomponentes.

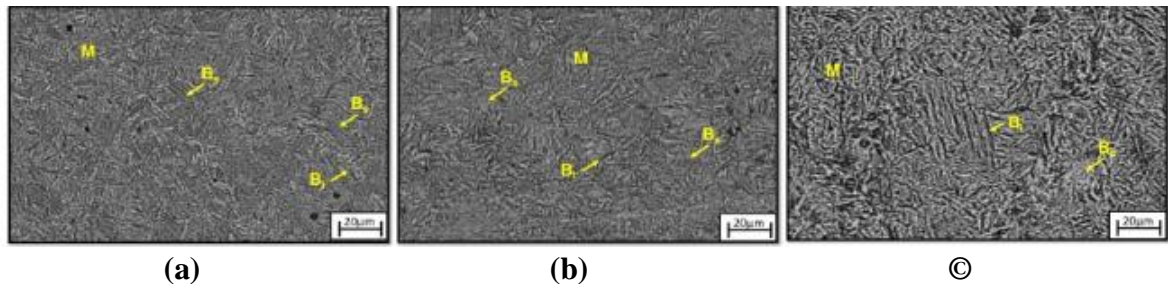


Figura 3-20 Comportamiento microestructural de acero AISI/SAE 4140 sujeto a: (a) 75 N/s, 300 Hz y 200 μ s; (b) 3000 N/s, 300 Hz, 200 μ s y (c) 30000 N/s, 300 Hz, 200 μ s. Martensita recocida (M), bainita inferior (Bi) y bainita superior (Bs); Montilla et al (2017)

En la Figura 3-21 se ilustran los resultados del ensayo XRD correspondientes a las condiciones de ensayo descritas en la Tabla 3-16. La Figura 3-20 a indica un comportamiento similar a la de un típico acero de maquinaria, cuya microestructura posee martensita, similar al acero 4140 en estado de recibido (templado a 850 °C y revenido a 500 °C). Tal tratamiento térmico originó pérdida de tetragonalidad de la martensita, así como la formación y recristalización de cementita debido al tratamiento térmico de recristalización. Teniendo en mente la explicación previa, se asume que el material presenta martensita BCC.

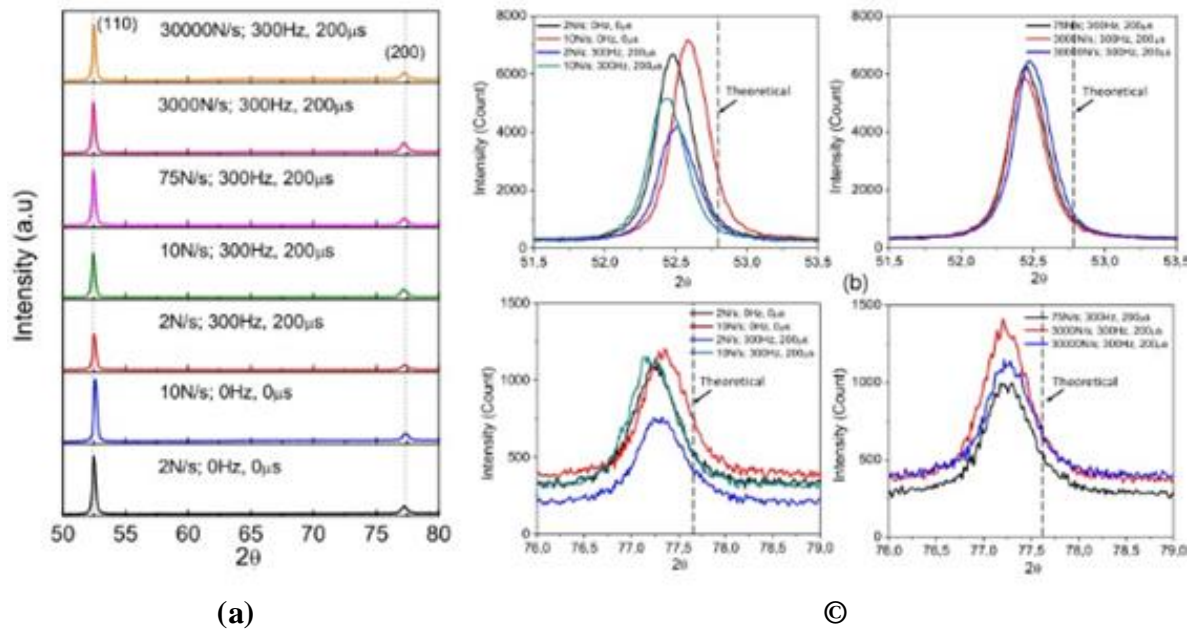


Figura 3-21 (a) Espectro XRD de muestras después ensayo de tracción, con variaciones de velocidades de esfuerzo; (b) pico (110); (c) pico (200); Montilla et al (2017)

Los valores de los parámetros de red, a , fueron obtenidos utilizando la fórmula 3.6 (Callister, 2001), basado en el espaciamento intergranular d_{hkl} de cada pico de difracción. Los conjuntos de datos a y d_{hkl} obtenidos (Véase la Tabla 3-18) presentan elevada concordancia con los modelos propuestos por Cotrell (1962), para la composición química trabajada.

$$d_{(hkl)} = \frac{a_0}{\sqrt{(h^2 + k^2 + l^2)}} \quad (3.6)$$

Según Callister et al (2001), el acero AISI/SAE 4140 posee 0.42% C, después del temple (condición de suministro), presenta martensita con una relación $c/a \approx 1.0239$, de acuerdo con $c/a = 1.005 + 0.045*\%C$. Subsecuentemente después del temple, la relación c/a toma aproximadamente un valor de 1, debido a la formación de carburos meta-estables (carburo ϵ $Fe_{2.4}C$ y Hagg Fe_5C_2) durante la primera etapa del templado. De acuerdo con Totten (2006), con el incremento de la temperatura de temple, los mencionados carburos podrían transformarse en carburos estables Fe_3C . Los patrones de difracción de las Figuras 3-20 b y 3-20 c reportan picos en los planos (110) y (200), muy similares a los correspondientes a martensita BCC.

Todos los picos (110) y (200) de las Figuras 3-20 b y c presentan ligeros desplazamientos con respecto a las líneas de referencia, para todas las condiciones ensayo de tracción indicada en la Tabla 3-16. Los mayores decrecimientos en la intensidad ocurren para los picos (110) a las más bajas velocidades de ensayo (2 N/s y 10 N/s) asistidos con electropulsos. De acuerdo con Sánchez et al (2017) esta baja intensidad podría estar asociada a la presencia de micro-esfuerzos, maquinado previo al ensayo de tracción, esfuerzos residuales debidos al temple y revenido o la combinación de ratas de esfuerzo y electropulsos.

Los micro-esfuerzos (σ) indicados en la Tabla 3-18 fueron calculados con ambos picos de difracción, y los cambios más significativos ocurrieron para el pico (200). En comparación

con el pico (110), el plano (200) puede estar menos afectado por efectos externos durante la preparación previa de las muestras.

Condiciones de la Tabla 3.16	Peak	2θ (°)	d_{hkl} (Å)	β (°)	D (Å)	ε (GPa)	A (Å)	σ (GPa)
1	(110)	52.4766	2.0233	0.2588	422.155	0.02933	2.8614	0.0243
	(200)	77.2806	1.4325	0.2588	368.9667	0.02051	2.8650	-0.014
3	(110)	52.5806	2.0196	0.2505	440.9415	0.03089	2.8561	0.079
	(200)	77.3586	1.4313	0.2505	396.4276	0.02075	2.8626	0.011
4	(110)	52.5156	2.0219	0.2765	392.8248	0.03535	2.8594	0.045
	(200)	77.3326	1.4317	0.2765	282.2173	0.02433	2.8634	0.003
6	(110)	52.4376	2.0247	0.2733	404.8439	0.03160	2.8633	0.0036
	(200)	77.1766	1.4341	0.2733	231.2475	0.01989	2.8682	-0.047
7	(110)	52.4506	2.0242	0.2611	417.6988	0.02902	2.8627	0.011
	(200)	77.2936	1.4323	0.2611	357.7007	0.02112	2.8646	-0.009
8	(110)	52.4376	2.0247	0.2597	431.709	0.02837	2.8633	0.0036
	(200)	77.2026	1.4337	0.2597	232.4691	0.01810	2.8674	-0.039
9	(110)	52.4766	2.0233	0.2581	421.656	0.02915	2.8614	0.024
	(200)	77.2156	1.4335	0.2581	373.0045	0.01915	2.867	-0.035

Tabla 3-18 Parámetros XRD; Montilla et al (2017)

De acuerdo con *Culity* (1978), y teniendo presente la longitud del espaciamiento interplanar los resultados obtenidos presentan elevada concordancia con la Ley de *Bragg*, es decir, un grano metalográfico sujeto a esfuerzos no uniformes, perpendiculares a los planos de difracción, presentará zonas donde el espaciamiento interplanar d_{hkl} puede ser más grande o más pequeño que d_{0hkl} . De acuerdo con la Figura 3-20 b, el comportamiento previamente mencionado es considerablemente más evidente para los picos (110), especialmente para las condiciones 6, 7 y 8 (10 N/s, 75 N/s y 3 000 N/s asistidos con electropulsos), y sus espaciamientos interplanares d_{hkl} son los más largos: 2.0247 Å, 2.042 Å and 2.0247 Å. Este comportamiento es corroborado también por la Figura 3-20, donde los picos de difracción (110) y (200) fueron desplazados para valores 2θ más bajos.

4 Aplicación de análisis del límite superior (*Upper Bound Analysis*) al torneado en corte ortogonal

El desarrollo presentado en el presente capítulo tiene como base la aplicación del teorema del límite superior de colapso plástico (*Upper Bound Analysis*) y la teoría de la zona de deformación de caras paralelas (*Parallel-sided deformation zone theory*).

Según *Bower* (2010), un cuerpo de contorno R (Figura 4-1) al estar sometido a un tensor de fuerzas externas t , colapsará a lo largo de un plano de discontinuidad \hat{S} . El colapso ocurre debido a la existencia de una disipación plástica Φ asociada a un campo de velocidad v , la cual es modelada de acuerdo con la ecuación mostrada en la Figura 4-2.

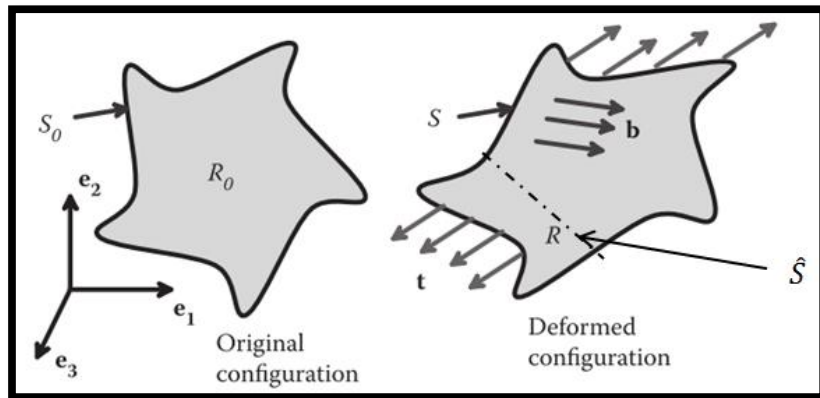


Figura 4-1 \hat{S} superficie donde se presenta discontinuidad durante la deformación del cuerpo R (*Bower*, 2010)

$$\Phi(v) = \int_R \sigma \gamma_s dV + \int_{\hat{S}} \frac{\sigma}{\sqrt{3}} [[\vec{v}_t]] dA - \int_R \rho_o b_i v_i dA - \int_{\partial R} t_i^* v_i dA$$

Trabajo disipado en la deformación plástica del sólido
Trabajo disipado por el cizallamiento plástico sobre la discontinuidad de la velocidad

Rata de trabajo mecánico hecho por las fuerzas internas del cuerpo
Rata de trabajo mecánico hecho por las fuerzas de tracción prescritas

Figura 4-2 Ecuación de disipación plástica $\Phi(v)$ (*Bower*, 2010)

Complementariamente, el teorema del límite superior indica la existencia de un principio de mínima disipación plástica, el cual establece que la disipación plástica es mayor o igual a cero, $\Phi(v) \geq 0$. Existe un mínimo absoluto para $v = u$, para el cual ocurre la disipación

plástica (colapso mecánico) del cuerpo $\Phi(v) \geq \Phi(\dot{u}) = 0$. Con estos dos conceptos, el teorema de límite superior estima un Factor de incremento de carga $\bar{\beta}$ (Ecuación 4.1), por el que la carga se puede aumentar antes que el sólido colapse plásticamente así:

$$\bar{\beta} \leq \frac{\int \sigma \cdot \gamma_s \cdot dV + \int \frac{\sigma}{\sqrt{3}} \cdot \llbracket \vec{v}_t \rrbracket \cdot dA}{\int \rho_0 \cdot b_i \cdot v_i \cdot dA + \int t_i^* \cdot v_i \cdot dA} \quad (4.1)$$

donde:

- $\bar{\beta}$ es factor de incremento de la carga, previo al colapso del cuerpo;
- σ es el esfuerzo de fluencia en tensión uniaxial del sólido (*Yield Stress*);
- γ_s es la tasa de deformación plástica;
- dV es el diferencial de volumen del sólido;
- $\llbracket \vec{v}_t \rrbracket$ es la magnitud de la velocidad tangente a la discontinuidad;
- dA es el diferencial de área sobre las superficies \hat{S} donde se presentan discontinuidades sobre el contorno del cuerpo R ;
- ρ_0 es la densidad del sólido;
- b_i es la fuerza por unidad de masa actuando al interior del cuerpo;
- v_i es la velocidad del sólido;
- t_{i^*} es el tensor de cargas externas.

4.1 Desarrollo de un modelo físico-matemático

Sea la aproximación de un proceso de torneado por el modelo de corte ortogonal como el mostrado en la Figura 4-3, para un material dúctil en condiciones de acabado, donde f es el avance por vuelta y d es la profundidad de corte.

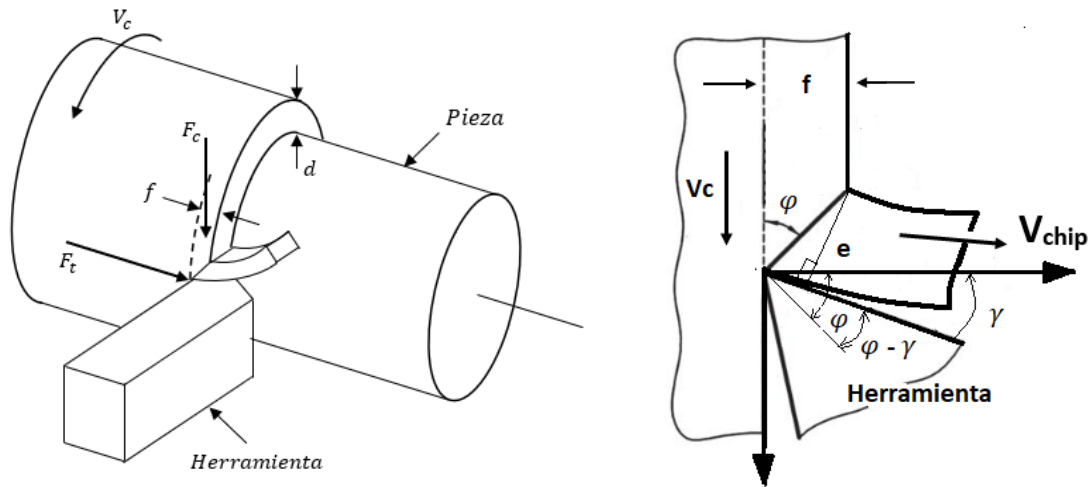


Figura 4-3 Aproximación del torneado por el modelo ortogonal

El área del plano de corte (*shear plane*) S queda definida por el producto de la longitud del plano de corte L y la profundidad de corte d (Fórmula 4.2). A su vez, la longitud L del

plano de corte (Fórmula 4.3) queda definida como el cociente entre el avance f y el seno del ángulo de corte (*shear angle*) ϕ .

$$S = L \cdot d \quad (4.2)$$

$$L = \frac{f}{\sin \phi} \quad (4.3)$$

El mecanismo de arranque de viruta está caracterizado por una tensión de corte que actúa en el plano S . Un parámetro de los procesos de arranque de viruta es la relación de viruta (*chip ratio*) r_c , definida como el cociente entre el avance por vuelta f y el espesor de la viruta t_c (Fórmula 4.3).

$$r_c = \frac{f}{t_c} = \frac{\sin \phi}{\cos(\phi - \gamma)} \quad (4.4)$$

donde,

- r_c es la relación de viruta;
- ϕ es el ángulo de corte (*shear angle*);
- γ es el ángulo de ataque o desprendimiento.

Despejando ϕ de la fórmula 4.4 se obtiene la expresión indicada en la fórmula 4.5.

$$\phi = \text{atan} \frac{r_c \cdot \cos \gamma}{1 - r_c \cdot \sin \gamma} \quad (4.5)$$

Para el desarrollo del modelo presentado en el presente numeral, se tuvieron en cuenta las siguientes asunciones:

- Condiciones cuasi-estáticas, por lo tanto, las fuerzas de inercia pueden ser despreciadas. Esta situación fue constatada con los datos de las experimentaciones con las cuales se verificó la validez del modelo matemático desarrollado en el presente capítulo, y según *Johnson et al* (1983) esto se cumple cuando el parámetro dimensional $\rho \cdot v_s^2 / \sigma_{y_1} \ll 1$ (donde ρ es la densidad del material de la pieza de trabajo, v_s es la velocidad en la zona de discontinuidad y σ_{y_1} es la resistencia a fluencia uniaxial).
- Condiciones del plano de deformación: la profundidad de corte d es suficientemente grande en comparación con el espesor de la viruta no cortada f , con el fin de asegurar que las condiciones de deformación del plano de deformación se mantienen durante el mecanizado.
- El proceso de formación de la viruta es continuo.
- Espesor constante h de la zona de corte primaria. El plano de corte primario divide la zona de corte primaria en 2 partes desiguales (Véase la Figura 4-6).

El principio de conservación de la masa aplicado a un material que fluye en un continuo deslizamiento generado por el corte, permite obtener la velocidad de la viruta V_{ch} (véase la fórmula 4.6).

$$V_{ch} = r_c \cdot V_c \quad (4.6)$$

donde,

V_{ch} es la velocidad de la viruta.

La velocidad en la zona de discontinuidad V_s (Fórmula 4.7), se obtiene de la hodógrafa de velocidad (Figura 4-4). V_s está asociada a la disipación de energía que se produce en el plano de corte.

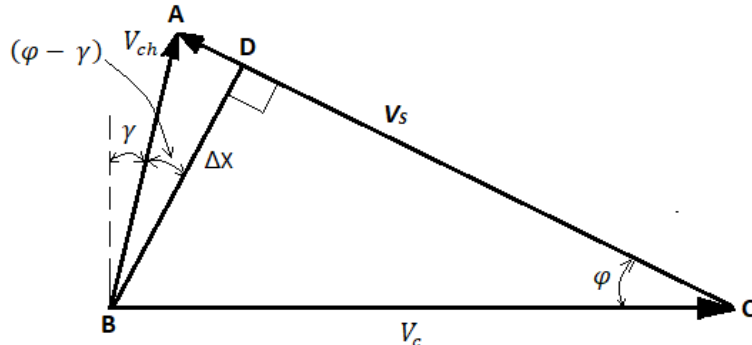


Figura 4-4 Hodógrafa de velocidad para la aproximación del torneado por el modelo ortogonal

$$V_S = V_{CD} + V_{DA} = V_c \cdot \cos \varphi + V_{ch} \cdot \sin(\varphi - \gamma) \quad (4.7)$$

donde,

V_S es la velocidad en la zona de discontinuidad.

Reemplazando las fórmulas 4.4 y 4.6 en 4.7 se tiene que:

$$V_S = V_c \cdot \cos \varphi + \frac{\sin \varphi}{\cos(\varphi - \gamma)} \cdot V_c \cdot \sin(\varphi - \gamma)$$

$$V_S = V_c \cdot \left[\frac{\cos \varphi \cdot \cos(\varphi - \gamma) + \sin \varphi \cdot V_c \cdot \sin(\varphi - \gamma)}{\cos(\varphi - \gamma)} \right]$$

$$V_S = V_c \cdot \frac{\cos \gamma}{\cos(\varphi - \gamma)} \quad (4.8)$$

La tasa de deformación plástica a cizallamiento γ_s en el plano de corte S , se puede estimar como el cociente entre el cambio en desplazamiento que experimenta el plano de corte ΔS (Figura 4-4) y el cambio en desplazamiento que experimenta el flujo de la viruta en dirección normal a la zona de discontinuidad ΔX .

$$\gamma_s = \lim_{\Delta X \rightarrow 0} \frac{\Delta S}{\Delta X} = \frac{\overline{AD} + \overline{DC}}{\overline{BD}}$$

$$\overline{AD} = \Delta X \cdot \tan(\varphi - \gamma)$$

$$\overline{DC} = \frac{\Delta X}{\tan \varphi}$$

$$\gamma_s = \tan(\varphi - \gamma) + \frac{1}{\tan \varphi}$$

$$\gamma_s = \frac{\cos \gamma}{\cos(\varphi - \gamma) \cdot \sin \varphi} \quad (4.9)$$

donde,

γ_s es la tasa de deformación plástica a cizallamiento.

Colapso de carga para un corte ortogonal

El mecanismo de colapso está definido por el campo de velocidad admisible mostrado en la hodógrafa de la Figura 4-4. La disipación plástica asociada al posible campo de velocidad, contiene cuatro términos de disipación: i) trabajo disipado por la deformación en el sólido, ii) trabajo disipado por el corte plástico en la discontinuidad, iii) tasa de trabajo mecánico dado por las fuerzas del cuerpo y iv) tasa de trabajo mecánico dada por las tracciones mecánicas descritas. Se considera que no existe un estiramiento importante de la pieza de trabajo, por lo tanto, la tasa de deformación en el sólido es despreciable (primer término de la Figura 4-1).

Para una superficie con un umbral de fluencia de *Von Mises* y una tensión de fluencia σ_{y1} , la disipación plástica \dot{W}_S debida a la discontinuidad de velocidad V_s es la descrita por la fórmula 4.10.

$$\dot{W}_S = \int_S^i \frac{\sigma_{y1}}{\sqrt{3}} |\overline{v}_S| dA \quad (4.10)$$

donde,

\dot{W}_S es la disipación plástica debida a la discontinuidad de velocidad;
 σ_{y1} es la resistencia a la fluencia del material de trabajo.

Por otra parte, las fuerzas de cuerpo son despreciables (Tercer término de la Figura 4-1) en comparación a las fuerzas de corte. Estas últimas generan una tasa de trabajo mecánico \dot{W} descrito por la fórmula 4.11.

$$\dot{W} = \int_{\partial R}^i t_i^* u_i dA \quad (4.11)$$

donde,

\dot{W} es la tasa de trabajo mecánico generado por las fuerzas de corte;
 t_i^* es el tensor de fuerzas superficiales que mueven el material;
 u_i es la velocidad asociada al movimiento del material;
 dA es el diferencial de área sobre las superficies.

El principio de mínima disipación plástica aplicado a un proceso de corte ortogonal, indica que la tasa de deformación en el sólido y las fuerzas de cuerpo son despreciables, por lo tanto, el Factor de incremento de carga $\bar{\beta}$ queda definido por lo expresado en la fórmula 4.12, indicando que el mecanismo de colapso se produce para el menor valor de $\bar{\beta}$.

$$\bar{\beta} \leq \frac{\dot{W}_s}{\dot{W}} \quad (4.12)$$

Asumiendo que el material trabajado presenta un comportamiento de plástico perfecto y reemplazando las fórmulas 4.8, 4.10 y 4.11 en 4.12, se tiene que:

$$\bar{\beta} \leq \frac{\sigma_{y1} \cdot v_c \cdot f \cdot d}{\sqrt{3} \cdot \dot{W}} \cdot \frac{\cos \gamma}{\cos(\varphi - \gamma) \sin \varphi} \quad (4.13)$$

El comportamiento del Factor de incremento de carga $\bar{\beta}$ en función del ángulo de corte φ (*shear angle*) se muestra en la Figura 4-5.

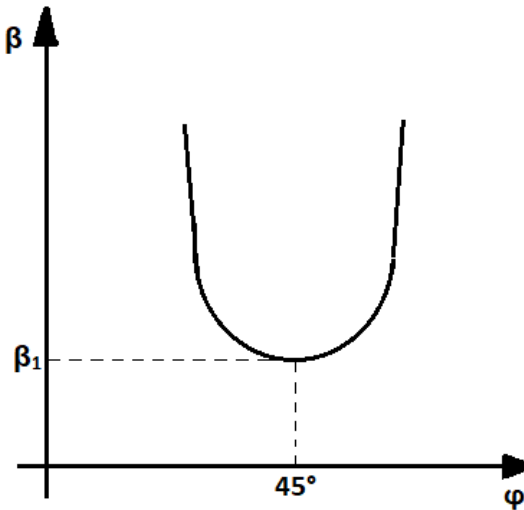


Figura 4-5 Comportamiento del Factor de incremento de carga $\bar{\beta}$ para un plástico perfecto

La fórmula 4.14 describe el valor mínimo del Factor de incremento de carga $\bar{\beta}$, el cual para $\gamma = 0^\circ$ ocurre cuando $\varphi = 45^\circ$.

$$\beta_1 = 2 \frac{\sigma_{y1} \cdot v_c \cdot f \cdot d}{\sqrt{3} \cdot \dot{W}} \quad (4.14)$$

Tounsi et al (2002) muestran que en los aceros S300, 42CD4u, 35NCD16 y el acero inoxidable 316L, los valores medios de los ángulos φ del plano de corte principal (*shear plane*) son 28° , 27° y 24° , respectivamente, valores inferiores a los encontrados para un material con comportamiento plástico perfecto.

Alternativamente a la aplicación de la metodología del *Upper Bound Analysis*, es posible evaluar la disipación plástica analizando la deformación del sólido en la banda de caras paralelas (*Parallel-sided deformation zone theory*), metodología que originalmente fue propuesta por Kececioglu (1956) y posteriormente fue desarrollada por Oxley (1963).

De acuerdo con la teoría de *Oxley* (1963) para corte ortogonal, el modelo de caras paralelas considera que el plano de cizallamiento principal es paralelo y equidistante a los bordes de entrada y de salida.

Astakhov (2001) indica que el ciclo de formación de viruta está subdividido en 3 etapas: i) compresión del material de la pieza de trabajo delante de la herramienta, ii) formación de la superficie de discontinuidad de velocidad, y iii) fractura y deslizamiento de un fragmento de viruta. Las Figuras 4-6 (a) y (b) corresponden a la segunda etapa previamente mencionada, identificándose una zona de cizallamiento de espesor h , la cual se compone de dos partes desiguales; adicionalmente *Astakhov* (2001) ha indicado que el plano de cizallamiento principal no se encuentra en el centro de la banda de corte.

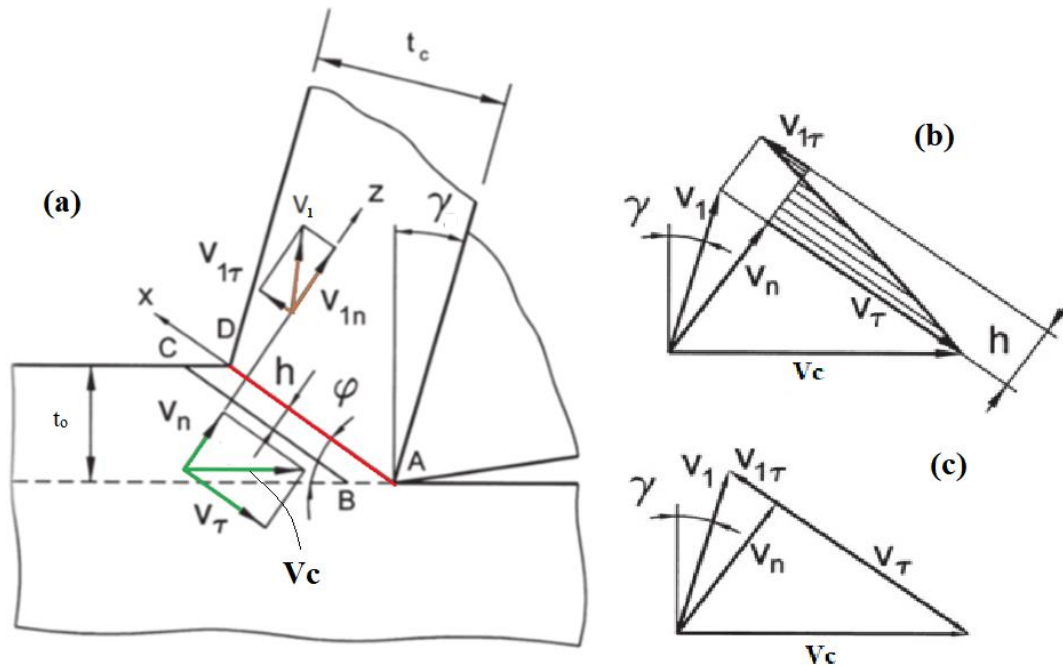


Figura 4-6 Modelo para corte ortogonal. (a) Modelo de la zona de corte con límites paralelos; (b) Diagrama de velocidad de la segunda etapa para ángulo de desprendimiento positivo; (c) Diagrama de velocidad de la tercera etapa para ángulo de desprendimiento positivo (*Astakhov, Osman, & Hayajneh, 2001*)

En la Figura 4-7 se presenta la banda de cizallamiento de caras paralelas, donde r es un factor que varía entre 0 y 1; este factor determina la ubicación del plano de cizallamiento principal γ_s . Según *Tounsi et al* (2002), el ancho h de la banda de corte es igual a la mitad del avance por vuelta f ; según *Komanduri et al* (2000), la fracción de peso k es igual 0,8.

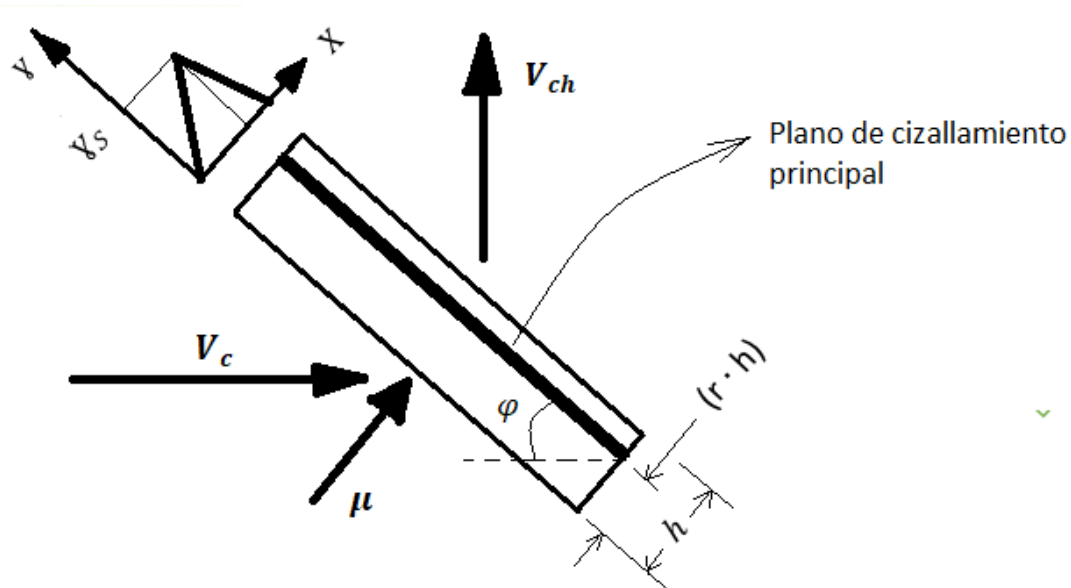


Figura 4-7 Banda de cizallamiento en el modelo de caras paralelas

La tasa de trabajo disipado por la deformación plástica en la banda de cizallamiento es la mostrada por la fórmula 4.15.

$$\dot{W}_D = \int_V \sigma_{y1} \cdot \bar{\dot{\epsilon}} \cdot dV \quad (4.15)$$

donde,

\dot{W}_D es la tasa de trabajo disipado por la deformación plástica;
 V es el volumen de la banda de cizallamiento;
 $\bar{\dot{\epsilon}}$ es la tasa de deformación plástica efectiva.

Asumiendo un proceso de corte puro, la tasa de deformación efectiva $\bar{\dot{\epsilon}}$ se relaciona con la tasa de corte $\dot{\gamma}$, de acuerdo con lo mostrado por la fórmula 4.16.

$$\bar{\dot{\epsilon}} = \frac{\dot{\gamma}}{\sqrt{3}} \quad (4.16)$$

donde,

$\dot{\gamma}$ es la tasa de corte.

En este modelo se asume que fuera de la banda de corte no existe deformación y que, dentro de la banda, la tasa de deformación a corte puro tiene un comportamiento lineal, con un valor máximo sobre el plano de cizallamiento principal γ_s . Tomando como base el sistema coordenado $y - X$ de la Figura 4-7, la deformación a cortante queda definida por una función a trozos:

$$\gamma(x) = \begin{cases} \frac{\gamma_s \cdot x}{r \cdot h} & 0 \leq x \leq r \cdot h \\ \frac{\gamma_s}{1-r} \left[1 - \frac{x}{h} \right] & r \cdot h \leq x \leq h \end{cases} \quad (4.17)$$

La tasa de velocidad de deformación a corte $\dot{\gamma}$ se define como la derivada temporal de la deformación:

$$\dot{\gamma} = \frac{d\gamma}{dt} = \frac{d\gamma}{dx} \frac{dx}{dt} = \mu \frac{d\gamma}{dx} \quad (4.18)$$

donde,

μ es la velocidad que tiene el flujo de viruta en la dirección X.

En virtud del principio de conservación de la masa, la velocidad μ es constante en la banda de corte h , luego:

$$\mu = V_c \cdot \sin \varphi \quad (4.19)$$

Reemplazando las fórmulas 4.16, 4.18 y 4.19 en la fórmula 4.15, se tiene:

$$\dot{W}_D = \frac{\sigma_{y1}}{\sqrt{3}} \cdot V_c \cdot \sin \varphi \cdot \frac{f}{\sin \varphi} \cdot p \int_0^h \frac{d\gamma}{dx} dx \quad (4.20)$$

donde,

$$\int_0^h \frac{d\gamma}{dx} dx = \int_0^{r \cdot h} \frac{d\gamma}{dx} dx + \int_{r \cdot h}^h \frac{d\gamma}{dx} dx = \gamma_S (1 - h) \quad (4.21)$$

Reemplazando la fórmula 4.9 en la fórmula 4.21 y luego en la fórmula 4.20 se tiene que:

$$\dot{W}_D = \frac{\sigma_{y1}}{\sqrt{3}} \cdot V_c \cdot f \cdot d \cdot \frac{\cos \gamma}{\cos(\varphi - \gamma) \cdot \sin \varphi} \cdot (1 - h) \quad (4.22)$$

Un parámetro muy utilizado para estimar la potencia consumida en el corte, es la energía específica de corte E_s , la cual se expresa de acuerdo con lo mostrado por la fórmula 4.23.

$$E_s^* = \frac{\dot{W}_C}{MRR}; \quad \dot{W}_C = E_s^* \cdot MRR \quad (4.23)$$

donde,

\dot{W}_C es la potencia consumida por el corte;

MRR , es la tasa de remoción de material (*Material Removal Rate*).

El modelo clásico para la tasa de remoción de material MRR es el descrito por la fórmula 4.24.

$$MRR = V_c \cdot f \cdot d \quad (4.24)$$

donde,

V_c , es la velocidad de corte (m/min);

d , es la profundidad de corte (mm).

Alternativamente, de acuerdo con *Sánchez et al* (2015), la tasa de remoción de material *MRR* puede ser escrita de acuerdo con lo expresado por la fórmula 4.25.

$$MRR = V_c \cdot f \cdot d \cdot \left(1 - \frac{d}{D}\right) \quad (4.25)$$

donde, D es el diámetro de la pieza de trabajo (mm).

Suponiendo un proceso isotérmico, es decir, que toda la potencia consumida por el corte se disipa en trabajo de deformación plástica, se cumple que:

$$\dot{W}_c = \dot{W}_D$$
$$E_s = \frac{\sigma_{y1}}{\sqrt{3}} \frac{\cos \gamma}{\cos(\varphi - \gamma) \cdot \sin \varphi} \cdot (1 - h) \quad (4.26)$$

Según *Tounsi et al* (2002), h es aproximadamente la mitad del avance por vuelta f , por lo tanto, si f aumenta, la energía específica de corte E_s disminuye, tal como fue mostrado por *Hameed et al* (2018).

Con el fin de verificar la validez del modelo propuesto con la fórmula 4.26, se utilizarán técnicas de aproximación por mínimos cuadrados (fórmula 4.27), para estimar el valor de la resistencia a la fluencia σ_{y1} de la fórmula 4.26, mediante el modelo de la fórmula 4.23:

$$\min \sum_{i=1}^n (E_s - E_{Si}^*)^2 \quad (4.27)$$

donde,

n es el número de datos que se tienen para cada condición de ensayo;

E_{Si}^* es la energía específica obtenida analítica y experimentalmente (Fórmulas 4.23 y 4.25)

E_s es la energía específica obtenida al aplicar la fórmula 4.26.

4.2 Validación del modelo obtenido con resultados experimentales

Tomando como base los resultados de las diferentes experimentaciones mostradas en los numerales 2.2, 2.3 y 2.4, se indagará por los cambios en la Resistencia a la fluencia σ_{y1} , aplicando la fórmula 4.26.

4.2.1 Con respecto a resultados experimentales del numeral 2.2

En este numeral se hace referencia a la experimentación con probetas en estado de suministro, torneadas con y sin la asistencia de electropulsos. Se deben tener en cuenta las Tablas 2.2, 2.3, 2.4 y 2.5, cuyo procesamiento arroja los valores de Energías específicas de corte E_s^* y E_s mostrados en la Tabla 4-1.

Condición de ensayo	Energía específica de corte E_s^* ($\frac{W \cdot s}{mm^3}$) Fórmula 4.23	E_s sin EPT con Fórmula 4.26 y función Solver ($\frac{W \cdot s}{mm^3}$)	Error cuadrático mínimo (Fórmula 4.27) y función Solver	E_s con EPT ($\frac{W \cdot s}{mm^3}$), con Fórmula 4.26 y función Solver	Error cuadrático mínimo (Fórmula 4.27) y función Solver
C2 ₁	3.17	3.044	0.017		
C4 ₁	3.93	3.978	0.002		
C2 ₂	3.02	3.044	0.001		
C4 ₂	3.97	3.978	0.000		
C2 ₃	3.17	3.044	0.016		
C4 ₃	3.85	3.978	0.015		
C1 ₁	2.79			2.768	0.000
C3 ₁	3.70			3.639	0.004
C1 ₂	2.80			2.768	0.001
C3 ₂	3.59			3.639	0.002
C1 ₃	2.68			2.768	0.007
C1 ₃	3.65			3.639	0.000
		Sumatoria			
		MSE=	0.051		0.014
		σ_{y_1} SEPT=	1.672	σ_{y_1} EPT=	1.559

Tabla 4-1 Valores de Energías específicas de corte E_s^* y E_s , error cuadrático mínimo MSE y Resistencia a la fluencia σ_{y_1}

Posteriormente, utilizando la herramienta Solver de Excel, se ejecutó la regresión por mínimos cuadrados indicada en la fórmula 4.27, obteniéndose los valores de Resistencia a la fluencia σ_{y_1} que minimizan el error, los cuales son mostrados en la Tabla 4-2.

Para las condiciones experimentales planteadas y desarrolladas, el modelo matemático propuesto en la fórmula 4.26 muestra que ocurre una reducción del 6.8 % en el esfuerzo de fluencia σ_{y_1} , cuando se aplican los electropulsos. Este resultado es concordante con las reducciones halladas en el numeral 2.2 en cuanto a fuerzas y energías específicas de corte. Complementariamente, y de acuerdo con la fórmula 4.13, el cálculo del factor de incremento de la carga $\bar{\beta}$ (mostrado en la Tabla 4-2), indica que se mantuvo prácticamente constante (varió en el orden de las millonésimas), lo cual es consecuente con las reducciones halladas en Resistencia a la fluencia σ_{y_1} y energía específica de corte E_s .

Condición de torneado	σ_{y_1} [$\frac{N}{mm^2}$]	Variación E_s^*	Factor de incremento de carga $\bar{\beta}$
Convencional	1.672		0.0011839
EPT	1.559	6.8%	0.0011899

Tabla 4-2 Valores de Resistencia a la fluencia σ_{y_1} que minimizan el error cuadrático mínimo MSE

4.2.2 Con respecto a resultados experimentales del numeral 2.3

En este numeral se hace referencia a la experimentación con probetas en estado de suministro y templadas, torneadas con y sin la asistencia de electropulsos. Se deben tener en cuenta las informaciones de las Tablas 2-7 a 2-12. En la Tabla 4-3 se presentan los resultados de los valores de Energías específicas de corte E_s^* y E_s , para el agrupamiento de las probetas (templadas y en estado de suministro) torneadas convencionalmente y con electropulsos.

Condición de ensayo	Energía específica de corte E_s^* ($\frac{W \cdot s}{mm^3}$) Fórmula 4.23	E_s sin EPT con Fórmula 4.26 y función Solver ($\frac{W \cdot s}{mm^3}$)	Error cuadrático mínimo y función Solver (Fórmula 4.27)	E_s con EPT ($\frac{W \cdot s}{mm^3}$), con Fórmula 4.26 y función Solver	Error cuadrático mínimo y función Solver (Fórmula 4.27)
6	3.28	3.873	0.348		
10	3.99	4.822	0.688		
11	3.82	4.822	1.012		
17	3.63	3.873	0.060		
18	4.06	4.822	0.584		
24	3.23	3.873	0.413		
3	3.98	1.957	4.092		
4	3.28	2.222	1.126		
12	3.73	1.957	3.126		
19	3.56	1.957	2.554		
20	3.48	2.222	1.579		
22	3.37	2.222	1.325		
1	3.24			3.325	0.007
5	3.70			5.108	1.981
13	3.69			5.108	2.025
14	3.53			3.325	0.043
15	3.77			5.108	1.796
23	3.76			3.325	0.190
2	3.81			2.082	2.981
7	3.75			2.337	1.990
8	3.37			2.337	1.076
9	3.71			2.082	2.663
16	3.72			2.082	2.694
21	3.76			2.337	2.020
		Sumatoria			
		MSE=	16.905		19.467
		σ_{y_1} SEPT=	1.743	σ_{y_1} EPT=	1.873

Tabla 4-3 Valores de E_s^* , E_s , MSE y σ_{y_1} para grupos de probetas templadas y en estado de suministro

De nuevo, utilizando la herramienta *Solver* de Excel, se ejecutó la regresión por mínimos cuadrados indicada en la fórmula 4.27, obteniéndose los valores de Resistencia a la fluencia σ_{y_1} que minimizan el error, los cuales son mostrados en la Tabla 4-4.

Para las condiciones experimentales planteadas y desarrolladas, el modelo matemático propuesto en la fórmula 4.26 muestra que ocurre un incremento del 7.5 % en el esfuerzo de fluencia σ_{y_1} , cuando se aplican los electropulsos. Este resultado es concordante con los resultados de medias muestrales de las Energías específicas de corte E_s^* obtenidas (Véase el numeral 2.3), las cuales indican que, para las condiciones específicas de experimentación aplicadas, corresponden a las mismas poblaciones, es decir, la aplicación de los electropulsos no tuvo efectos sobre la maquinabilidad.

Condición de torneado	$\sigma_{y_1} \left[\frac{N}{mm^2} \right]$	Variación E_s^*
Convencional	1.743	(-7.5%)
EPT	1.873	

Tabla 4-4 Valores de Resistencia a la fluencia σ_{y_1} que minimizan el error cuadrático mínimo MSE en probetas templadas y en estado de suministro

En la Tabla 4-5 se presentan los resultados de los valores de las Energías específicas de corte E_s^* y E_s para el agrupamiento de las probetas templadas, torneadas con y sin la asistencia de electropulsos. Nuevamente, utilizando la herramienta *Solver* de Excel, se ejecuta la regresión por mínimos cuadrados indicada en la fórmula 4.27, obteniéndose los valores de Resistencia a la fluencia σ_{y_1} que minimizan el error, los cuales son mostrados en la Tabla 4-6.

Condición de ensayo	Energía específica de corte E_s^* $\left(\frac{W \cdot s}{mm^3} \right)$ Fórmula 4.23	E_s sin EPT con $\left(\frac{W \cdot s}{mm^3} \right)$, Fórmula 4.26 y función Solver	Error cuadrático mínimo (Fórmula 4.27) y función Solver	E_s con EPT $\left(\frac{W \cdot s}{mm^3} \right)$, con Fórmula 4.26 y función Solver	Error cuadrático mínimo (Fórmula 4.27) y función Solver
3	3.98	3.315	0.442		
4	3.28	3.764	0.231		
12	3.73	3.315	0.168		
19	3.56	3.315	0.058		
20	3.48	3.764	0.082		
22	3.37	3.764	0.153		
2	3.81			3.460	0.121
7	3.75			3.884	0.019
8	3.37			3.884	0.259
9	3.71			3.460	0.064
16	3.72			3.460	0.069
21	3.76			3.884	0.016
		Sumatoria			
		MSE=	1.133		0.549

$$\sigma_{y_1} \text{ SEPT} = 2.953 \qquad \sigma_{y_1} \text{ EPT} = 3.113$$

Tabla 4-5 Valores de Energías específicas de corte E_s^* y E_s , error cuadrático mínimo MSE y Resistencia a la fluencia σ_{y_1} para grupo de probetas templadas, torneadas convencionalmente y con la asistencia de electropulsos

Para las condiciones experimentales planteadas y desarrolladas, el modelo matemático propuesto en la fórmula 4.26 muestra que ocurre un incremento del 5.4 % en el esfuerzo de fluencia σ_{y_1} , cuando se aplican los electropulsos. Este resultado es concordante con los resultados de medias muestrales de las Energías específicas de corte E_s^* obtenidas (Véase el numeral 2.3), las cuales indican que, para las condiciones específicas de experimentación aplicadas, corresponden a las mismas poblaciones, es decir, la aplicación de los electropulsos no tuvo efectos sobre la maquinabilidad.

Condición de torneado	$\sigma_{y_1} \left[\frac{N}{mm^2} \right]$	Variación E_s^*
Convencional	2.953	
EPT	3.113	(-5.4%)

Tabla 4-6 Valores de Resistencia a la fluencia σ_{y_1} que minimizan el error cuadrático mínimo MSE en probetas templadas y en estado de suministro

De acuerdo con la fórmula 4.13, el cálculo del factor de incremento de la carga $\bar{\beta}$ arrojó un valor prácticamente constante, del orden de 0.00104 (en relación a los valores mostrados en las Tablas 4-4 y 4-6). A diferencia de lo indicado en los numerales 4.2.1 y 4.2.3, la constancia del valor del factor de incremento de la carga $\bar{\beta}$ no se ha debido a las reducciones de la Resistencia a la fluencia σ_{y_1} y Energía específica de corte E_s , sino por el contrario, a su invariabilidad en términos prácticos y estadísticos.

4.2.3 Con respecto a resultados experimentales del numeral 2.4

En este numeral se hace referencia a la experimentación con probetas en estado de suministro, torneadas con diferentes niveles de energía en forma de electropulsos. Se deben tener en cuenta las informaciones de las Tablas 2-14 a 2-18.

En la Tabla 4-7 se presentan los resultados de las Energías específicas de corte E_s^* y E_s para los agrupamientos de probeta afectadas con baja energía de los electropulsos (condiciones 6, 10, 7, 20, 16 y 22), y alta energía de los electropulsos (condiciones 3, 5, 13, 15, 21 y 19).

De acuerdo con la Tabla 2-15, las condiciones de ensayo 5, 19 y 22 trabajadas previamente en la Tabla 4-7, corresponden a avances f altos, y se aprecia que se reduce la energía específica de corte E_s calculada con la fórmula 4.25, de acuerdo con indicado por *Tounsi et al* (2002), y lo mostrado por *Hameed* (2018).

Condición de ensayo	Energía específica de corte E_s^* ($\frac{W \cdot s}{mm^3}$) Fórmula 4.23	E_s sin EPT con Fórmula 4.26 y función Solver ($\frac{W \cdot s}{mm^3}$)	Error cuadrático mínimo (Fórmula 4.27) y función Solver	E_s con EPT ($\frac{W \cdot s}{mm^3}$), con Fórmula 4.26 y función Solver	Error cuadrático mínimo (Fórmula 4.27) y función Solver
6	3.88	4.104	0.052		
10	3.39	3.428	0.002		
7	4.12	4.104	0.000		
20	3.42	3.428	0.000		
16	4.12	4.104	0.000		
22	3.72	3.428	0.085		
3	4.26			4.472	0.044
5	3.03			2.910	0.015
13	4.58			4.472	0.011
15	2.83			2.910	0.006
21	4.53			4.472	0.003
19	2.94			2.910	0.001
		Sumatoria MSE=	0.139		0.080
		σ_{y_1} SEPT=	1.705	σ_{y_1} EPT=	1.541

Tabla 4-7 Valores de Energías específicas de corte E_s^* y E_s , error cuadrático mínimo MSE y Resistencia a la fluencia σ_{y_1} para grupo de probetas en estado de suministro, torneadas con niveles bajos y altos de energía de electropulsos

Utilizando la herramienta *Solver* de Excel, se ejecutó la regresión por mínimos cuadrados indicada en la fórmula 4.27, obteniéndose los valores de Resistencia a la fluencia σ_{y_1} que minimizan el error, los cuales son mostrados en la Tabla 4-8. Al incrementar de baja a alta la energía proporcionada por los electropulsos, se obtuvo una reducción del 9.6% en el valor de la Resistencia a la fluencia σ_{y_1} , lo cual guarda relación con las reducciones en las Energías específicas de corte E_s^* halladas en la Tabla 2-18. Complementariamente, y de acuerdo con la fórmula 4.13, el cálculo del Factor de incremento de la carga $\bar{\beta}$, indica que se mantuvo prácticamente constante (hasta el orden de las millonésimas), lo cual es consecuente con las reducciones halladas en la Resistencia a la fluencia σ_{y_1} y en la energía específica de corte E_s .

Condición de torneado	$\sigma_{y_1} \left[\frac{N}{mm^2} \right]$	Variación E_s^*	Factor de incremento de carga $\bar{\beta}$
Baja energía aportada por los electropulsos	1.705		0.001176
		9.6%	
Alta energía aportada por los electropulsos	1.541		0.001176

Tabla 4-8 Valores de Resistencia a la fluencia σ_{y_1} que minimizan el error cuadrático mínimo MSE en probetas en estado de suministro, torneadas con niveles bajos y altos de energía de electropulsos

En la Tabla 4-9 se presentan los resultados de energía específica de corte E_s^* y E_s para los agrupamientos de probeta afectadas con baja energía de los electropulsos (condiciones 6, 10, 7, 20, 16 y 22), y media energía de los electropulsos (condiciones 9, 4, 1, 2, 12, 14, 11, 8, 23, 24, 17 y 18).

Condición de ensayo	Energía específica de corte E_s^* $\left(\frac{W \cdot s}{mm^3}\right)$ Fórmula 4.23	E_s sin EPT $\left(\frac{W \cdot s}{mm^3}\right)$, Fórmula 4.26 y función Solver	con EPT con Fórmula 4.27 y función Solver	Error cuadrático mínimo (Fórmula 4.27) y función Solver	E_s con EPT $\left(\frac{W \cdot s}{mm^3}\right)$, con Fórmula 4.26 y función Solver	Error cuadrático mínimo (Fórmula 4.27) y función Solver
6	3.88	4.104		0.052		
10	3.39	3.428		0.002		
7	4.12	4.104		0.000		
20	3.42	3.428		0.000		
16	4.12	4.104		0.000		
22	3.72	3.428		0.085		
9	4.03				2.810	1.496
4	3.13				3.065	0.004
1	2.52				2.908	0.148
2	3.73				3.973	0.057
12	3.90				2.810	1.196
14	3.09				3.065	0.001
11	2.18				2.908	0.526
8	3.52				3.973	0.201
23	3.84				2.810	1.063
24	2.98				3.065	0.007
17	2.28				2.908	0.393
18	3.56				3.973	0.169
		Sumatoria		0.139		5.261
		MSE=				
		σ_{y_1} SEPT=		1.705	σ_{y_1} EPT=	1.412

Tabla 4-9 Valores de Energías específicas de corte E_s^* y E_s , error cuadrático mínimo MSE y Resistencia a la fluencia σ_{y_1} para grupo de probetas en estado de suministro, torneadas con niveles bajos y medios de energía de electropulsos

De acuerdo con la Tabla 2-15, las condiciones de ensayo 9, 12, 22 y 23 trabajadas previamente en la Tabla 4-9, corresponden a avances f altos, y se aprecia que se reduce la energía específica de corte E_s calculada con la fórmula 4.25, de acuerdo con indicado por Tounsi et al (2002), y lo mostrado por Hameed (2018).

Utilizando la herramienta Solver de Excel, se ejecuta la regresión por mínimos cuadrados indicada en la fórmula 4.26, obteniéndose los valores de Resistencia a la fluencia σ_{y_1} que minimizan el error, los cuales son mostrados en la Tabla 4-10. Al incrementar de baja a media la energía proporcionada por los electropulsos, se obtuvo una reducción del 17.2% en el valor de la Resistencia a la fluencia σ_{y_1} , lo cual guarda relación con las reducciones en las Energías específicas de corte E_s^* halladas en la Tabla 2-18. De acuerdo con la fórmula 4-13, el cálculo del Factor de incremento de la carga $\bar{\beta}$, indica que se mantuvo prácticamente constante (varió en el orden de las cienmilésimas), lo cual es consecuente con las reducciones halladas en la Resistencia a la fluencia σ_{y_1} y en la energía específica de corte E_s .

Condición de torneado	$\sigma_{y1} \left[\frac{N}{mm^2} \right]$	Variación E_s^*	Factor de incremento de carga $\bar{\beta}$
Baja energía aportada por los electropulsos	1.705	17.2%	0.001176
Media energía aportada por los electropulsos	1.412		0.001197

Tabla 4-10 Valores de σ_{y1} que minimizan el MSE en probetas en estado de suministro, torneadas con niveles bajos y medios de energía de electropulsos

Tomando como base los ensayos de Tracción desarrollados en el numeral 3.4.2, a probetas de acero AISI/SAE 1045 en estado de suministro, en la Tabla 4-11 se han condensado los datos de las Tablas 3-11 y 3-12. En la columna derecha se aprecian las reducciones porcentuales de las Resistencias a la fluencia σ_{y1} , a diferentes velocidades de ensayo, y con y sin la asistencia de electropulsos.

Condición de ensayo	Velocidad de ensayo (N/s)	J_{RMS} (A/mm ²)	Resistencia a la fluencia σ_{y1} (MPa)	Reducciones de σ_{y1}
1	10	No	869.3 ± 42.7	21.2%
2	10	2.6	684.3 ± 10.5	
3	75	No	909.1 ± 64.1	24.9%
4	75	2.6	682.5 ± 10.3	
5	3 000	No	949.6 ± 4.8	17.7%
6	3 000	2.6	781.2 ± 103.9	

Tabla 4-11 Resistencia a la fluencia σ_{y1} obtenidas de probetas de AISI/SAE 1045 en estado de suministro (Véase el numeral 3.4.2)

Las mayores reducciones de Resistencia a la fluencia σ_{y1} con 24.9% y 21.9% ocurrieron a las bajas de velocidades de ensayo de Tracción de 75 N/s (Tasa de deformación del orden de $0.0005 \frac{mm}{mm-s}$) y 10 N/s (Tasa de deformación del orden de $0.00006 \frac{mm}{mm-s}$). La menor reducción de Resistencia a la fluencia σ_{y1} ocurrió para la alta velocidad de ensayo de Tracción de 3 000 N/s, con un 17.7% (Tasa de deformación del orden de $0.02 \frac{mm}{mm-s}$); esta tasa de deformación de $0.02 \frac{mm}{mm-s}$, aunque es muy baja en relación a las tasas de deformación de los procesos de torneado, las cuales según *Tounsi et al* (2002) son del orden de $10^4 \frac{mm}{mm-s}$ a $10^6 \frac{mm}{mm-s}$, en principio es razonable efectuar la comparación de reducciones de 17.7% de la Tabla 4-11 y con el 17.2% de la Tabla 4-10, propiciadas ambas por el efecto combinado de electropulsos y esfuerzo mecánico.

4.3 Discusión

La aplicación del modelo matemático isotérmico propuesto en la fórmula 4.26, a las tres condiciones de experimentación descritas en 4.2.1, 4.2.2 y 4.2.3, indica que las mayores reducciones de Resistencia a la fluencia σ_{y_1} han ocurrido cuando se aplican niveles de energía medios en forma de electropulsos (numeral 4.2.3, Tabla 4-10).

En el caso de probetas templadas y torneadas convencionalmente y con la asistencia de electropulsos (numeral 4.2.2, Tablas 11 y 12), no hubo reducción de la Resistencia a la fluencia σ_{y_1} , por el contrario, aumentó. Se requerirá una nueva experimentación para reducir el área de las virutas, incrementar la densidad de corriente, y evaluar si ocurren cambios benéficos en la Resistencia a la fluencia σ_{y_1} , en la maquinabilidad y en la energía específica de corte E_s .

En el caso de probetas en estado de suministro torneadas convencionalmente y con la asistencia de electropulsos (numeral 4.2.1, Tabla 4-2), ocurrieron cambios significativos en la reducción de la Resistencia a la fluencia σ_{y_1} . Se requerirá una nueva experimentación utilizando niveles de energía bajos y medios en forma de electropulsos para determinar si ocurren mayores cambios en la Resistencia a la fluencia σ_{y_1} en la maquinabilidad y en la energía específica de corte E_s .

Se ha observado la consistencia de los resultados de las experimentaciones propuestas en el capítulo 2, con respecto a los resultados y análisis efectuados en el presente capítulo 4.

Los cambios porcentuales ocurridos a las resistencias a la fluencia σ_{y_1} descritos en el numeral 3.4.2, son consistentes con los cambios porcentuales obtenidos al aplicar el modelo isotérmico desarrollado, según se puede constatar en la Tabla 4-11. No obstante, los valores numéricos de resistencias a la fluencia σ_{y_1} son superiores a los hallados en los ensayos de tracción reportados en el capítulo 3 (más específicamente los mostrados en la Tabla 4-11) y muy superiores a los reportados en las tablas técnicas de aceros comerciales equivalentes. En principio, la explicación de las diferencias radica en que el modelo desarrollado es isotérmico, y sería necesario hacerlo más robusto, incluyendo un término que refleje la afectación por la temperatura en la zona de corte y por la energía adicionada por los electropulsos, tomando como base metodologías como las aplicadas por *Hameed et al* (2016), *Komanduri et al* (2000) o *Bhattacharyya* (1984).

El modelo matemático isotérmico propuesto ha mostrado su capacidad de reflejar el comportamiento de procesos de corte oblicuo convencionales y con la asistencia de electropulsos, no obstante que fue desarrollado sobre la base de un torneado en corte ortogonal.

Haciendo una comparación con otros autores que han adelantado estudios similares a los desarrollados en la presente tesis, se ha establecido una comparación, la cual es presentada en la Tabla 4-12.

Nota: la X denota se indica lo que se ha utilizado.

	<i>Sánchez et al</i> (2015)	<i>Hameed et al</i> (2018)	Presente Tesis
Fuerzas de corte	X	X	X
Potencia de corte	X	X	X
Energía específica de corte	X	X	X
Variación del esfuerzo de fluencia			X
Variación de la corrosión general de la pieza de trabajo			X
Variación de las macrodurezas	X		X
Variación de las microdurezas			X
Evaluación de cambios en el tamaño y morfología de las virutas obtenidas			X
Vida de la herramienta			X
Upper bound analysis			X
Modelo isotérmico			X

Tabla 4-12 Comparación de criterios utilizados por trabajos similares a la presente Tesis

5. Conclusiones, aportes y trabajos futuros

5.1 Conclusiones

En el presente trabajo de tesis se han abordado diferentes aspectos claves relacionados con el proceso EAF torneado asistido con electropulsos, tales como cambios en las propiedades mecánicas del material torneado, afectación al desgaste de las herramientas de corte, cambios en la maquinabilidad y estabilidad de la superficie mecanizada en el tiempo, con el fin de parametrizar el proceso de torneado asistido con electropulsos. Para cada uno de los aspectos clave previamente mencionados, se han obtenido conclusiones particulares:

- Acorde con los ensayos de tracción asistida con electropulsos realizados, es posible obtener cambios significativos resistencia a la fluencia y a la tracción, utilizando intensidades de corriente con densidades inferiores a las reportadas por otros autores.
- Para el acero AISI/SAE 4140 en estado de suministro, la aplicación de los electropulsos a los ensayos de tracción induce cambios de fases y micro-constituyentes, y reducciones en los micro-esfuerzos.
- Se determinó que para el acero AISI/SAE 1045 en estado de suministro, la asistencia del torneado con electropulsos, conllevó a cambios en los tamaños y morfologías de las virutas, a reducciones en las fuerzas mecanizado y en las energías específicas de corte, es decir, se obtuvieron mejoras en a maquinabilidad. Estos cambios se operaron utilizando valores de profundidad de corte superiores y con densidades de intensidad de corriente inferiores, a los utilizados en otros estudios similares de torneado asistido con electropulsos.
- La mayoría de los valores de energía específica de corte obtenidos al torrear el acero AISI/SAE 1045 en estado de suministro, con la asistencia de electropulsos, han quedado comprendidos en el rango de valores descritos por la bibliografía clásica; otro grupo de valores de energía específica de corte obtenido es inferior al rango descrito en la bibliografía clásica, lo cual corrobora el mencionado efecto de los electropulsos en la mejora de la maquinabilidad.
- Las probetas de acero AISI/SAE 1045 en estado de suministro, torneadas con la asistencia de electropulsos, exhibieron reducciones en sus macrodurezas e incrementos de la resistencia a la corrosión general, en comparación con las torneadas por métodos convencionales.
- En las diferentes experimentaciones se determinó que la frecuencia de los electropulsos (en comparación con el ancho de los pulsos) es la variable del generador que más afecta las diferentes propiedades de los materiales en estudio y las variables de los ensayos y procesos estudiados.

- Se determinó que para el acero AISI/SAE 1045 en condición de temple, tanto en tracción como en torneado, y para las condiciones experimentales aplicadas, la asistencia con electropulsos no se tradujo en reducciones de las macrodurezas, ni de las resistencias a la fluencia y a la tracción, por lo tanto, tampoco hubo mejoras en la maquinabilidad ni reducciones en las energías específicas de corte E_s empleadas. Se presume que no se alcanzó la densidad de corriente umbral, necesaria para la manifestación del fenómeno electroplástico.

5.2 Aportes

Con el desarrollo de la presente tesis se han hecho los aportes descritos en las siguientes líneas.

Con respecto al capítulo 1:

- Se dejó disponible una revisión bibliográfica actualizada, acerca de los procesos EAF torneado asistido con electropulsos y ensayo de tracción asistida con electropulsos.

Con respecto al capítulo 2:

- Se dejó disponible el equipamiento, utillajes e instrumentación necesaria para conducir experimentaciones en torneado asistido con electropulsos y en ensayo de tracción asistido con electropulsos, lo cual incluye: generador de electropulsos, aislante eléctrico para las probetas, sistema de aislamiento eléctrico de los porta-herramientas, frecuencímetro, y dispositivo de medición de fuerzas y temperatura, con su respectivo aplicativo computacional.
- Se dejaron definidas unas metodologías para conducir experimentaciones, en torneado asistido con electropulsos. Estas metodologías servirán de sustento para las posteriores de experimentaciones propuestas en el apartado 5.3 (Trabajos futuros), con las cuales se profundizará en el conocimiento de los cambios en las propiedades mecánicas y metalúrgicas de piezas metálicas, así como de las variables de proceso.

Con respecto al capítulo 3:

- Se dejaron definidas unas metodologías para conducir experimentaciones en ensayos de tracción asistidos con electropulsos. Estas metodologías servirán de sustento para las posteriores de experimentaciones propuestas en el apartado 5.3 (Trabajos futuros), con las cuales se profundizará en el conocimiento de los cambios en las propiedades mecánicas y metalúrgicas de piezas metálicas.

- Se han dado a conocer resultados de estudios de comportamiento a la corrosión de metales torneados con la asistencia de electropulsos, de los cuales al momento no se conocen estudios similares.

Con respecto al capítulo 4:

- Se dejó disponible un modelo físico-matemático que representa el consumo de energía específica de corte E_s en un proceso de torneado recto asistido con electropulsos; el modelo refleja los cambios en la resistencia a la fluencia. Las comprobaciones hechas con los valores experimentales disponibles, indican que el modelo es apto para también representar los cambios operados en procesos de corte oblicuo.
- Aplicando el análisis de límite superior y la teoría de la zona de deformación de caras paralelas, se elaboró un modelo físico-matemático isotérmico que cuantifica la energía específica de corte E_s , empleada en un proceso de torneado ortogonal, con y sin la asistencia de electropulsos.
- La utilización en el modelo físico-matemático desarrollado, de los diferentes resultados acopiados en las experimentaciones previas, corroboró los cambios en la resistencia a la fluencia, indicados previamente por los ensayos de resistencia a la tracción.
- La utilización en el modelo físico-matemático desarrollado, de los diferentes resultados acopiados en las experimentaciones previas, mostró su validez y su capacidad de representar los torneados oblicuos ejecutados con la asistencia de electropulsos.

Con respecto a los capítulos 2, 3 y 4

- Se dejó disponible una visión de conjunto acerca de la afectación de los electropulsos sobre diferentes actores y variables del proceso de torneado asistido con electropulsos, es decir, sobre el material de trabajo (mejoras en el acabado superficial y en la resistencia a la corrosión general, reducciones de las resistencias a la fluencia y a la tracción, reducciones en las macrodurezas, cambios en el tamaño de grano metalográfico); sobre las herramientas de corte (variaciones en los desgastes de flanco); sobre variables de operación del proceso, principalmente la maquinabilidad (cambios en el tamaño y morfología de las virutas, reducciones en las fuerzas de mecanizado, tasas de remoción de material y energías específicas de corte). Esta visión de conjunto indica el cumplimiento de otras dos de las hipótesis planteadas al inicio del estudio.
- Los aportes realizados han contribuido a incrementar el conocimiento disponible para posteriormente desarrollar una tecnología que en el futuro podría reducir costos de fabricación y convertirse en un proceso un poco más verde que los actuales procesos de mecanizado.

5.3 Trabajos futuros

Una vez concluida la presente tesis, a continuación, se listan una serie de experimentaciones que se deben conducir, con el fin de aumentar el conocimiento disponible y dar una visión de conjunto más amplia sobre el proceso EAF torneado asistido con electropulsos.

- Se deben efectuar ensayos de torneado al AISI/SAE 4140 en estado de suministro, con el fin de recabar la información necesaria (dimensiones de virutas, densidades efectivas de corriente, fuerzas de mecanizado), para someter a prueba la validez del modelo físico-matemático planteado.
- Para el caso del AISI/SAE 1045 en estado de suministro, es necesario efectuar experimentaciones con variación de condiciones de corte, de tal manera que los consumos de energía específica de corte E_s sean equivalentes a torner convencionalmente, pero incrementando la maquinabilidad y por ende la productividad.
- Para las probetas templadas de acero AISI/SAE 1045 torneadas para la presente tesis, se deben efectuar análisis micrográficos en las secciones torneadas con y sin la asistencia de electropulsos, para determinar la profundidad del temple, y para determinar si hubo algún pequeño cambio en la microestructura, con las aplicaciones actuales de los electropulsos.
- Es necesario conducir nuevas experimentaciones con probetas templadas de acero AISI/SAE 1045, variando los parámetros de corte (principalmente reduciendo la profundidad de corte), de tal manera que las densidades de corriente sean las suficientes para superar la densidad de corriente umbral, y generar cambios significativos en las propiedades mecánicas, en la maquinabilidad y en las energías específicas de corte E_s .
- Se deben plantear nuevas experimentaciones con acero AISI/SAE 1045 en estado de suministro, en las cuales se aprecie de manera más consistente la reducción en el desgaste de flanco.
- Para el caso del acero AISI/SAE 1045 en estado de suministro se deben utilizar técnicas que permitan diferenciar claramente las áreas superficiales afectadas por los electropulsos, para posteriormente determinar con exactitud, si la corrosión general elimina completamente dicha capa superficial.
- Se deben conducir nuevos estudios de torneado de acero AISI/SAE 1045, en los cuales se analice la densidad y orientación de los granos metalográficos en la banda de cizallamiento, para estimar geométrica y analíticamente el ancho h y la ubicación

del plano de cizallamiento principal γ_5 , de acuerdo con la metodología propuesta por *Tounsi et al* (2002).

- El modelo isotérmico desarrollado debe ser complementado, agregándole un término que involucre la afectación de la temperatura en la zona de corte, y los cambios térmicos inducidos por los electropulsos.
- Se deben adelantar estudios de la termodinámica del proceso, con el fin de evaluar los consumos energéticos y exergéticos del proceso, para determinar posteriormente su rentabilidad y sostenibilidad como proceso de fábrica.

Bibliografía

- (2017), A. G.-0. (2017). ASTM G1 - 03 (2017). *Standard Practice for Preparing, Cleaning, and Evaluating Corrosion Test Specimens*. EE. UU.: ASTM International.
- Alkali, A., Mohd, N., Elmunafi, M. H., & Fawad, H. (2013). Influence of Cutting Conditions on Chip Formation When Turning ASSAB DF-3 Hardened Tool Steel. *International Journal of Materials, Mechanical and Manufacturing*, 76-79.
- American Society of Mechanical Engineers ASME. (1985). Tool life testing with single-point turning tools. *B94.55M-1985*. EE. UU.: ASME.
- Ashby, M. F., & Johnson, K. (2014). *Materials and Design: The Art and Science of Material Selection in Product Design: Third Edition*. Editorial Elsevier, 1-11.
- Astakhov, V. P., Osman, M. O., & Hayajneh, M. T. (2001). Re-evaluation of the basic mechanics of orthogonal metal cutting: velocity diagram, virtual work equation and upper-bound theorem. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 41, Issue 3, 393-418.
- Asthakov, V. P., & Shvets, S. (2004). The assessment of plastic deformation in metal cutting. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 146, Issue 2, 193-202.
- ASTM B117 - 18. (2018). ASTM B117 - 18. *Standard Practice for Operating Salt Spray (Fog) Apparatus*. EE. UU.: ASTM International.
- ASTM E112 - 13. (s.f.). ASTM E112 - 13. *Standard Test Methods for Determining Average Grain Size*. West Conshohocken, EE. UU.: ASTM International.
- ASTM E8 / E8M - 13. (2013). ASTM E8 / E8M - 13. *Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials*. EE. UU.: ASTM International.
- ASTM G59 - 97 (2014). (2014). ASTM G59 - 97 (2014). *Standard Test Method for Conducting Potentiodynamic Polarization Resistance Measurements*. EE. UU.: ASTM International.
- Barannikova, S. A., Nadezhkin, M. V., & Zuev, L. B. (2009). On the localization of plastic flow under compression of NaCl and KCl crystals. Defects and impurity centers, dislocations, and physics of strength. *Fizika Tverdogo Tela*, Vol. 51, No. 6, 1081-1086.
- Baranov, S. A., Staschenko, V. I., Sukhov, A. V., Troitskiy, O. A., & Tyapkin, A. V. (2011). Electroplastic metal cutting. *Russian Electrical Engineering*, 477-479.
- Bhattacharyya, A. (1984). *Metal cutting: Theory and practice*. New York: New central Book Agency Ltd.
- Bower, A. F. (2010). *Applied Mechanics os Solids*. Boca Raton: Taylor & Francis Group.
- Brecher, C. (2012). *Integrative Production Technology for High-Wage Countries*. Berlin: Springer-Verlag Berlin Heidelberg.
- Brecher, C., Klocke, F., Breitbach, T., Do-Khac, D., Heinen, D., Karlberger, A., & Rosen, R. (2011). A hybrid machining center for enabling new die manufacturing and repair concepts. *Production Engineering*, 405-413.
- Bychkov, A. A., & Karpinskii, D. N. (2000). Influence of constant current on the formation of a neck in a porous bar subjected to tension. *Strength of Materials*, Vol. 32, No. 3.
- Callister, W. (2001). *Fundamentals of Material Science and Engineering*. Wiley & Sons, Inc.

- Compañía General de Aceros. (Enero de 2013). *SAE 102 y SAE 1045*. Obtenido de Aceros de Ingeniería al Carbono:
<http://repository.unilibre.edu.co/bitstream/handle/10901/7826/>
- Conrad, H. (2000). Electroplasticity in metals and ceramics. *Materials Science and Engineering Department, Elsevier A 287*, 276-287.
- Conrad, H. (2000). Space charge and the dependence of the flow stress of ceramics on an applied electric field. *Materials Science and Engineering Department*.
- Conrad, H., & Yang, D. (2000). Influence of an electric field on the plastic deformation of fine-grained MgO at high homologous temperatures. *Department of Materials Science and Engineering*.
- Cotrell, A. H. (1962). *Theoretical Structural Metallurgy*. Edward Arnold.
- Cullity, B. D. (1978). *Elements of X-ray Diffraction*. Addison: Wesley Publishing Company.
- Dariavach, N. G., & Rice, J. A. (2000). Electromigration and the Electroplastic Effect in Aluminum SiC MMC's. *Powder Materials Research Summary*.
- DraftSight 2018. (2018). *Dassault Systemes*. Obtenido de <https://www.draftsight.com/E18-17>, N. A. (2017). Método Estándar para la dureza Rockwell de materiales metálicos. *Norma ASTM E18-17*. EE. UU.: ASTM International.
- Emel'yanov, S. G., Yatsun, E. I., Remnev, A. I., & Shvets, S. V. (2011). Chip curling in metal cutting. *Russian Engineering Research*, 73-76.
- Fotovvati, B., Namdari, N., & Dehghan, A. (2019). On Coating Techniques for Surface Protection: A Review. *Journal of manufacturing and Materials Processing*, 28.
- Groover, M. P. (2015). *Fundamentals of modern Manufacturing. Materials, processes and systems*. Danvers: John Wiley & Sons, Inc.
- Hameed, S., González, H. A., Perat, J. I., Nápoles, A., & Sánchez, A. J. (2018). Influence of the regime of electropulsing-assisted machining on the plastic deformation of the layer being cut. *Materials*, 11, 886, 1-10.
- Hameed, S., González, H. A., Sánchez, A. J., & Nápoles, A. (2016). Electroplastic cutting influence on power consumption during drilling process. *International Journal of Advanced manufacturing Technology*, Vol. 87, Issue 5-8, 1835-1841.
- Hull, B. D. (2001). *Introduction to dislocations*. Oxford: Butterworth-Heinemann.
- International Organisation for Standardization ISO. (2002). ISO 1302:2002. *Especificación geométrica de productos (GPS). Indicación de la calidad superficial en la documentación técnica de productos*. EE. UU.: ISO.
- Islam, M. U. (1996). An overview of research in the fields of laser surface modification and laser machining at the Integrated Manufacturing Technologies Institute, NRC. *Advanced Performance Materials*, 215-238.
- Jemielniak, K., Urbański, T., Kossakowska, J., & Bombiński, S. (2012). Tool condition monitoring based on numerous signal features. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 73-81.
- Johnson, W., & Mellor, P. B. (1983). *Engineering Plasticity*. New York: John Wiley & Sons.
- Kalpajian S., S. S. (2002). *Manufactura, Ingeniería y Tecnología*. México: Prentice Hall Inc.
- Kapil, S., Legesse, F., Kulkarni, P., Joshi, P., Desai, A., & Karunakaran, K. P. (2016). Hybrid-layered manufacturing using tungsten inert gas cladding. *Progress in Additive Manufacturing*, Vol. 1, 79-91.
- Kececioglu, D. (1956). Shear strain rate in metal cutting and its effects on shear-flow stress. *ASME Journal of Engineering for Industry* 77, 158-168.

- Komanduri, R., & Hou, Z. B. (2000). Thermal modeling of the metal cutting process: Part I — Temperature rise distribution due to shear plane heat source. *International Journal of Mechanical Sciences*, 1715-1752.
- Konovalov, S. V., Danilov, V. I., Zuev, L. B., Filip'ev, R. A., & Gromov, V. E. (2007). On the influence of the electrical potential of the creep rate of aluminum. *Fizika Tverdogo Tela, Vol. 49, No. 8*, 1389-1391.
- Kukudzhanov, V. N., & Kolomiets-Romanenko, A. (2011). A model of thermoelectroplasticity of variations in the mechanical properties of metals based on defect structure reorganisation under the action of pulse electric current. *Izvestiya Akademii Nauk. Mekhanika Tverdogo, No. 6*, 6-21.
- Kukudzhanov, V. N., & Kolomiets-Romanenko, A. V. (2010). Study of the influence of electric current dynamical action on mechanical properties of materials with ordered structure of defects. *Izvestiya Akademii Nauk, Mekhanika Tverdogo No. 3*, 188-199.
- Li, C., Jiang, S., & Zhang, K. (2012). Pulse current-assisted hot-forming of light metal alloy. *International Journal of Manufacturing Technology*.
- Li, J., Li, F., Ma, X., Li, J., & Liang, S. (2018). Effect of grain boundary characteristic on intergranular corrosion and mechanical properties of severely sheared Al-Zn-Mg-Cu alloy. *Materials Science and Engineering: A*, 53-62.
- Liu, C., Wang, G., Ren, C., & Yang, Y. (2014). Mechanistic modeling of oblique cutting considering fracture toughness and thermo-mechanical properties. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 1459-1468.
- Liu, K., Dong, X.-h., Xie, H., & Peng, F. (2015). Effect of pulsed current on the deformation behavior of AZ31B magnesium alloy. *Materials Science and Engineering A* 623, 97-103.
- Magargee, J., Morestin, F., & Cao, J. (2013). Characterization of Flow Stress for Commercially Pure Titanium Subjected to Electrically Assisted Deformation. *Journal of Engineering Materials and Technology*, 135-145.
- Mai, J., Peng, L., Lin, Z., & Lai, X. (2011). Experimental study of electrical resistivity and flow stress of stainless steel 316L in electroplastic deformation. *Materials Science and Engineering A*, 3539-3544.
- Minitab 2018 ©. (2018). Obtenido de <https://www.minitab.com/es-mx/downloads/>.
- Montilla M., C. A., González R., H. A., Higuera C., Ó. F., Kallewaard E., V., & Sánchez E., A. J. (2017). Electropulsing effects on mechanical and metallurgical behavior of AISI-SAE 4140 steel. *Contemporary Engineering Sciences*, 2911-2921.
- Montilla M., C. A., González R., H. A., Kallewaard E., V., & Trisancho R., J. L. (2019). Corrosion Behavior of an AISI/SAE Steel Cut by Electropulsing. *Materials*, 1-11.
- Montilla M., C. A., Kallewaard E., V., & González R., H. A. (2018). Efecto de los electropulsos sobre la maquinabilidad de un acero C45E. *DYNA Ingeniería e industria, Vol. 94*, 94-99.
- Montilla, C. A., Kallewaard, V., Sánchez, A. J., & González, H. A. (2014). Estudio de la variación de la rugosidad y dureza superficial en piezas torneadas, con la asistencia de electroplasticidad. *Second International Conference on Advanced Mechatronics, Design and Manufacturing Technology*. Bogotá.
- Oxley, P. (noviembre de 1963). Introducing strain-rate dependent work material properties into the analysis of orthogonal cutting. *Cranfield University*, págs. 1-28.

- Peletskii , V. E., Tarasov , V. D., & Shur, B. A. (2009). Parameters of the polymorphic transformation in VT1-0 alloy in heating and cooling cycles. *Metally, No. 3*, 107-112.
- Roh, J.-H., JeongSeo, J.-J., Hong, S.-T., Kim, M.-J., Han, H., & Roth, J. T. (2014). The mechanical behavior of 5052-H32 aluminum alloys under a pulsed electric current. *International Journal of Plasticity, Vol. 58*, 84-99.
- Salandro, W. A., Jones, J. J., Bunget, L., & Roth, J. T. (2015). *Electrically Assisted Forming. Modeling and Control*. Springer.
- Sánchez E., A. J., González R., H. A., Celentano, D., Jorba P., J., & Cao, J. (2017). Thermomechanical Analysis of an Electrically Assisted Wire Drawing Process. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*.
- Sánchez, A. J., González, H. A., Celentano, D. J., Travieso, A. J., & Llumà i Fuentes, J. (2014). Electroplasticity-assisted bottom bending process. *Journal of Materials Processing Technology, Vol. 214, Issue 11*, 2261-2267.
- Sánchez, A. J., González, H. A., Montilla, C. A., & Kallewaard, V. (2015). Effect of electroplastic cutting on the manufacturing process and surface proprieties . *Journal of Materials Processing Technology, 222*, 327-334.
- Sánchez, A. J., González, H. A., Montilla, C. A., & Kallewaard, V. (2015). Turning process assisted in situ by short time current pulses. *The Manufacturing Engineering Society International Conference, MESIC 2015* (págs. 507-512). Barcelona: Elsevier.
- Seemuang, N., McLeay, T., & Slatter, T. (2016). Using spindle noise to monitor tool wear in a turning process. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2781-2790*.
- Siddhpura, A., & Paurobally, R. (2013). A review of flank wear prediction methods for tool condition monitoring in a turning process. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 371-393*.
- Spitsyn, V. I., & Troitskii, O. A. (1985). Electroplastic deformation of metals. *Editorial Nauka*.
- Sprecher, A. F., Mannan, S. L., & Conrad, H. (1986). Overview no. 49: On the mechanisms for the electroplastic effect in metals. *Acta Metallurgica, 1145-1162*.
- Stolyarov, V. V., Ugurchiev, U. K., Gurtovaya, I. B., & Prokoshkin, S. D. (2008). Alloys with shape memory effect. Increase in the deformability of coarse-grained tiny alloy rolled with superimposition of pulse current. *Metal Science and heat treatment, Vol. 50, No. 3*, 40-43.
- Taiwade, R. V., Shukla, R., Vashishtha, H., Ingle, A. V., & Dayal, R. K. (2013). Effect of Grain Size on Degree of Sensitization of Chrome-Manganese Stainless Steel. *ISIJ International, 2206-2212*.
- Taylor MR, F. W. (1906). *On the art of cutting of metals*. ASME.
- To, S., Zhu, Y. H., Lee, W. B., Liu, X. M., & Jiang, Y. T. (2009). Effects of current density on electropulsing-induced phase transformations in a Zn-Al based alloy. *Materials Science & Processing*.
- Totten, G. (2006). *Steel Heat Treatment. Metallurgy and Technologies* . Boca Raton: Taylor & Francis Group.
- Tounsi, N., Vicenti, J., Otho, A., & Elbestawi, M. A. (2002). From the basic mechanics of orthogonal metal cutting toward the identification of the constitutive equation. *International Journal of Machine Tools and Manufacture, 1373-1383*.
- Trinstancho R., J. L., Sanchez C., M., Sandoval J., R., Orozco C., V. M., Almeraya C., F., Chacón N., J. G., . . . Martínez V., A. (2011). Electrochemical Impedance

- Spectroscopy Investigation of Alloy Inconel 718 in Molten Salts at High Temperature . *International Journal of Electrochemical Science*, 419-431.
- Troitskii, O. A., & Likhtman, V. I. (1963). The effect of the anisotropy of electron and radiation on the deformation of zinc single crystals in the brittle state. *Akademia Nauk SSSR, no 4*, 147.
- Twigg, M. E., Stahlbush, R. E., Fatemi, M., Arthur, S. D., Fedison, J. B., Tucker, J. B., & Wang, S. (2004). Partial dislocations and stacking faults in 4H-SiC PIN diodes. *Journal of electronic Materials*, Vol. 33, No. 5.
- Valek, B. C. (2002). Electromigration-induced plastic deformation in passivated metal lines. *Applied Physics Letters*.
- Valoppi, B., Sánchez, A. J., Zhang, Z., González, H. A., Ghiotti, A., Bruschi, S., & Cao, J. (2016). A hybrid mixed double-sided incremental forming method for forming Ti6Al4V alloy. *CIRP Annals, Volume 65, Issue 1*, 309-312.
- Velikhanov, A. R. (2009). Electroplasticity of undoped and doped silicon . *Institute of Physics, Dagestan Scientific Center*.
- Wang, X., Huang, C., Zou, B., & Wang, J. (2014). A new method to evaluate the machinability of difficult-to-cut materials. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 75(1-4), 91-96.
- Ye, X., Yanyang, Y., & Tang, G. (2014). Microhardness and corrosion behavior of surface gradient oxide coating on the titanium alloy strips under high energy electro-pulsing treatment. *Surface and Coatings Technology*, 467-484.
- Ye, Z.-P., Zhang, Z.-J., Jin, X., Xiao, M.-Z., & Su, J.-Z. (2016). Study of hybrid additive manufacturing based on pulse laser wire depositing and milling. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*.
- Yu, S., He, Y., Li, S., & Wang, L. (2012). Effect of grain size on susceptibility to intergranular corrosion for austenitic stainless steel. *Journal of the Chinese Society of Corrosion and Protection*, 70-74.
- Zhang, B., Wang, H., Zhang, S., & Tang, G. (2016). Effect of electropulsing-ultrasonic surface treatment on the surface properties and the corrosion behavior of 45 steel. *Journal of Materials Research*, 1-11.
- Zhang, D., To, S., Zhu, Y., Tang, G., & Wang, H. (2012). Static Electropulsing-Induced Microstructural Changes and Their Effect on the Ultra-Precision Machining of Cold-Rolled AZ91 Alloy. *Metallurgical and Materials Transactions A*, 1341-1346.
- Zhang, W., Sui, M. L., Zhou, Y. Z., & Li, D. X. (2003). Evolution of microstructures in materials induced by electropulsing. *Micron*, 189-198.
- Zhang, W., Zhou, Z., Sui, M. L., He, G. H., Guo, J. D., & Li, D. X. (2002). Formation of nanoscale α -Al in a superaluminum under high current density electropulsing. *Journal of Materials Science letters* 21, 1923-1925.