

APLICACIÓN DE TÉCNICAS DE VELOCIDAD VARIABLE PARA LA OPTIMIZACIÓN DEL PROCESO DE RECTIFICADO

JORGE ÁLVAREZ RUIZ

Directores de tesis:

Iván Gallego Navas

David Barrenetxea Azpeitia



Tesis dirigida a la obtención del título de
Doctor por Mondragon Unibertsitatea

Departamento de Mecánica y Producción Industrial
Mondragon Unibertsitatea

Marzo de 2016

DECLARACIÓN DE ORIGINALIDAD

Declaro a través de este documento que esta Tesis y el trabajo presentado en ella con sus resultados fueron hechos totalmente por mí, en los departamentos de Ingeniería Mecánica, Procesos de Transformación y Mecanizado y Sistemas de Producción de IK4-Ideko, en coordinación con la Escuela Politécnica Superior de Mondragon Unibertsitatea.

*Para Nerea, Alize
y la familia.*

AGRADECIMIENTOS

El primer agradecimiento se lo debo a IK4-Ideko S.Coop., por la oportunidad que un día me ofreció para comenzar este largo camino que culmina aquí con la realización de esta tesis doctoral. Por aquel entonces, iniciaba mi inmersión en los procesos de rectificado, guiado por mi compañero de trabajo, amigo y actualmente codirector de esta tesis, David Barrenetxea. Gracias a sus consejos y apoyo continuo he podido conocer en profundidad este proceso tan complejo como es el rectificado, y sobrevivir al intento.

A lo largo de los siguientes años de trabajo de investigación en IK4-Ideko, en colaboración con Mondragon Unibertsitatea y Danobat, he podido conocer a mucha gente que me ha ayudado en mayor o menor medida en este viaje, y mi agradecimiento es para todos ellos: Julen Azpitarte, quien me introdujo en los entresijos de Matlab, Jon Madariaga, de quien aprendí bastante del proceso, Jokin Beristain, quien me legó su trabajo en IK4-Ideko, Urtzi Abasolo, con quien he pasado largas horas delante de la máquina rectificadora conversando sobre rectificado y otras muchas cosas. Pero he de destacar aquí a Natxo Marquínez, quien siempre ha estado y está cuando necesitas algo de conocimiento del rectificado, sacando algún libro de debajo del brazo con la información que necesitas, un auténtico profesor y gran compañero. A Iván Gallego, mi director de tesis, quiero agradecerle la oportunidad que me ha dado de realizar esta tesis y su ayuda para llevarla a buen puerto.

A Mikel Zatarain e Iñigo Bediaga les quiero dar las gracias por participar en esas batallas matemáticas para desarrollar los métodos de análisis de estabilidad; vencimos y en esta tesis está representada la victoria.

Quiero dedicar ahora unas líneas a mi familia. En primer lugar, agradecer a mis padres la paciencia que han tenido conmigo para que pudiese dar los pasos que elegí dar, poco a poco, con constancia, pero sin prisas. Igualmente agradecerles, tanto a ellos como a mis hermanos, esos consejos de la vida que bien he podido aplicar, tanto personalmente, como para realizar este trabajo.

Para acabar, quiero mencionar a las personas que más han sufrido mi dedicación a este trabajo: mi mujer, Nerea, quien siempre ha estado a mi lado animándome y escuchándome, y mi pequeña, Alize, cuyas sonrisas me han ayudado y mucho para terminar la tesis. Os quiero.

Jorge Álvarez Ruiz

RESUMEN

El objetivo principal del estudio en el que se enmarca la presente tesis doctoral es el desarrollo de estrategias para la optimización de la puesta a punto y del análisis de los procesos de rectificado, centrándose en las configuraciones en penetración del rectificado cilíndrico y el rectificado sin centros y en las configuraciones en vaivén y pasante del rectificado cilíndrico y el rectificado sin centros respectivamente. Dichas estrategias se basan en la aplicación de velocidades variables controladas sobre los parámetros principales que gobiernan el proceso: la velocidad de avance, la velocidad de giro de la pieza (o de la muela reguladora en el rectificado sin centros) y la velocidad de giro de la muela rectificadora.

Según estudios previos del grupo de trabajo y basándose en el estado del arte actual, se ha observado que la aplicación de una velocidad de giro de pieza variable es una técnica eficiente para la supresión o reducción de las inestabilidades dinámicas del proceso debidas a vibraciones autoexcitadas o *chatter*. Para poner en práctica dicha técnica, es necesario conocer los parámetros óptimos de variación (amplitud y frecuencia para una variación sinusoidal), que hasta la fecha se obtienen mediante prueba y error o utilizando modelos de simulación en el dominio del tiempo.

En un primer trabajo dentro de esta tesis, se ha completado un análisis previo del grupo de investigación formado por IK4-Ideko y Mondragon Unibertsitatea presentado por David Barrenetxea en el que se aplicaba con éxito la velocidad variable de pieza para la supresión del *chatter* en el rectificado sin centros en penetración, aplicando una metodología similar para la validación de la eficacia de esta técnica en la configuración en pasante de este proceso y analizando su influencia en el comportamiento (fuerzas de rectificado, rugosidad...) del proceso, debido a la relación directa entre la velocidad de giro de la muela reguladora y el avance transversal.

En la utilización de la modelización en el dominio del tiempo para el análisis de la estabilidad con parámetros variables se ha observado un elevado coste computacional, por lo que se ha desarrollado una metodología de análisis de la estabilidad dinámica con parámetros variables mediante la utilización del método de semidiscretización, con el que se consigue una mayor eficiencia en relación al coste computacional sin perder precisión de cálculo. Este método se basa en el análisis de los autovalores de la matriz de transición que relaciona los defectos de dos vueltas consecutivas de pieza y se ha aplicado y validado en las diferentes configuraciones de rectificado analizadas. Con el desarrollo de un software basado en esta metodología, se dispone de una herramienta para la obtención de las combinaciones óptimas de variación de la velocidad de pieza para evitar el *chatter*. Estas combinaciones se corresponden con frecuencias de variación por debajo de un hercio y amplitudes mayores de un diez por ciento del valor nominal de velocidad en los casos analizados.

Por otra parte y aprovechando el desarrollo de la tecnología para la variación continua de los ejes controlados por el CNC de la máquina, se ha implementado un software mediante el cual se realiza una variación conjunta de los parámetros principales que gobiernan el proceso: velocidad de avance, velocidad de giro de pieza y velocidad de giro de muela, definiendo un ciclo de rectificado en penetración, tanto para el rectificado sin centros como para el rectificado cilíndrico. Previamente a la implementación en máquina se ha desarrollado un entorno de simulación desde el cual se definen las estrategias de variación para conseguir ciclos de rectificado óptimos en función de un análisis teórico de la influencia de las variaciones en el comportamiento del proceso, teniendo en cuenta factores como la calidad superficial, las tolerancias

dimensionales, las fuerzas y potencia de rectificado, el dañado térmico o la aparición de inestabilidades.

Una vez se han definido las variaciones conjuntas de las tres componentes propuestas, se han incluido las estrategias de variación en el software CNC y se han realizado ensayos experimentales en donde se han comparado los ciclos óptimos definidos con ciclos convencionales de velocidades constantes equivalentes en tiempo y sobrematerial a eliminar, ensayos donde se ha observado la mejora en las calidades finales de la pieza y la posibilidad de reducir el tiempo de ciclo para obtener las mismas calidades. Además, cabe destacar la simplicidad de utilización del software, no haciendo falta definir cada una de las etapas de los ciclos convencionales en cuanto a velocidades de avance, cotas y velocidades de giro de pieza.

A continuación se hace referencia a los artículos publicados de forma cronológica que componen esta tesis por compendio de publicaciones, en los cuales se exponen los desarrollos planteados en la investigación. Posteriormente se describe en esta memoria el trabajo adicional no publicado donde se completan los objetivos definidos. Cabe mencionar también la petición de una patente en curso mediante la cual se quiere proteger la idea de la definición de ciclos de rectificado mediante la variación continua de los parámetros comentados.

SUMMARY

The main objective of this research, in which the present doctoral thesis is contextualized, is the development of strategies for the optimization of the set-up and the analysis of grinding processes, focusing on infeed configurations of cylindrical and centerless grinding and throughfeed and traverse configurations of centerless and cylindrical grinding respectively. Those strategies are based on the application of commanded variable speeds over the main parameters that govern the process: the feed rate, the workpiece speed (or the regulating wheel speed for centerless grinding) and the grinding wheel speed.

According to previous studies of the workteam and based on the current state of the art, it has been noticed that the application of a variable workpiece speed is an efficient technology in order to suppress or reduce the dynamic instabilities of the process generated by self-excited vibrations or chatter. To put into practice this technology, it is necessary to know the optimal parameters of the variation (amplitude and frequency for a sinusoidal variation), task that is done so far by methods of trial and error or by using simulation models in the time-domain.

As a first work within this thesis, a previous work by the research group comprised of IK4-Ideko and Mondragon Unibertsitatea presented by David Barrenetxea has been completed, in which the variable workpiece speed was applied successfully for suppression of chatter in infeed centerless grinding. To that end and applying a similar methodology, the efficiency of this technology has been validated in the throughfeed configuration of the centerless grinding process, also analyzing the influence in the process behavior (grinding forces, roughness,...) due to the direct relation between the regulating wheel speed and the traverse feed rate.

It has been noticed that using a time-domain modeling for the stability analysis with variable parameters supposes a high computing cost. Therefore, the next step of this thesis has focused on the development of a methodology for the stability analysis with variable parameters by means of semidiscretization method. By using this technique a better efficiency related to computing cost is achieved without being detrimental to the results accuracy. This method is based on the analysis of the eigenvalues of the transition matrix that relates the profile defects of the workpiece between two consecutive revolutions and it has been applied and validated in different grinding process configurations. By means of the development of a software based on this methodology, a tool for the achievement of the optimal combinations of workpiece speed variation parameters (amplitude and frequency) to avoid chatter is available. These optimal combinations correspond to frequencies below one hertz and amplitudes higher than a ten per cent of the nominal speed in the analyzed study cases.

On the other hand and taking advantage of the developed technology for the continuous variation of the axis controlled by the machine CNC, a software has been implemented with which an ensemble variation of the main parameters of the grinding process is carried out: feed rate, workpiece speed and grinding wheel speed. With this software, infeed cycles can be defined for centerless and cylindrical grinding processes. Prior to the implementation of the software in a grinding machine, a simulation environment has been developed in which different variation strategies can be analyzed and defined in order to achieve optimal grinding cycles according to a theoretical analysis of the influence of the variations in the process behavior, taking into account factors such as surface finish, dimensional tolerances, grinding forces and power, thermal damage or the process stability.

Once the combined variation of the three proposed parameters has been defined, these variation strategies have been included in a CNC software and experimental trials have been carried out in which variable cycles and conventional ones (with different constant values of feed rate and workpiece speed) equivalent in cycle time and stock removal have been compared. In these trials, improvements in the final quality of the part have been noticed and the possibility of reducing the cycle time (increasing the productivity) has been analyzed, achieving the same workpiece quality. Besides, it is also remarkable the simplicity of using this software, since it is not necessary to define every stage of the conventional cycle, related to the feed rates, the stocks and the workpiece speeds.

Next, the references of the published papers that are part of this thesis by compendium of articles are presented chronologically, in which the developments of the proposed research are exposed. Later in this thesis, the non-published additional work, where defined objectives are completed, is described. It is also noticeable the patent in process to protect the idea of grinding cycle definition with continuous variation of main process parameters.

LABURPENA

Tesi honetako ikerketa lanaren helburu nagusia artezketa prozesuak puntuan jartzeko eta berauen optimizaziorako estrategiak garatzean datza, hurrenez hurren artezketa zilindriko eta zentrorik gabeko artezketetako sartze eta zeharkako prozesuak lantzen direlarik. Estrategia horiek prozesua agintzen duten hiru abiadura nagusien konbinazio eta etengabeko kontrolean oinarritzen dira. Abiadura hauek, sartze (penetrazio) abiadura, piezaren abiadura (harri erregulatzailearen abiadura zentrorik gabeko artezketan) eta artezketa harriaren abiadura direlarik.

Lan taldearen aurreragoko ikerketak eta egungo artearen egoera kontuan izanda, piezaren abiadura aldakorraren aplikazioa ezegonkortasun dinamiko edo chattera murrizteko teknika eraginkorra dela baieztatu da. Teknika hau martxan jarri ahal izateko, beharrezkoa da abiadura aldakorraren parametro optimoak ezagutu eta aplikatzea (aldakuntza sinusoidal baten anplitudea eta maiztasuna esaterako), gaur egun hauek proba praktikoen bitartez edo denbora domeinuko simulazio ereduak erabiliz lortzen direlarik.

Tesi honetako lehenengo lana IK4-Ideko eta Mondragón Unibertsitateak osatutako lantaldeak hasitako ikerketa bat burutzea izan da. David Barrenetxea hasitako lan horretan piezaren abiadura aldakorra arrakastaz aplikatzen da zentrorik gabeko artezketako sartze prozesuan ezegonkortasun dinamiko edo chattera murriztuz, eta Tesi honetan antzeko metodologia erabili da eraginkortasun bera zentrugabeko zeharkako artezketan frogatzeko eta baita prozesuko beste emaitza batzuetan duen eragina aztertzeke (zimurtasuna, indarrak..), harri erregulatzailearen abiadura aldakorrak zeharkako abaiduran eta produkzioan duen eragin zuzena dela eta.

Egonkortasun analisia burutzeko aurretik garatu zen denbora domeinuko modeloen ebazpenean kostu konputazional handia somatzen zen, batez ere parametro aldakorrak erabiltzean. Berau murrizteko Tesi honetan semidiskretizazioa deritzon metodologia aplikatu da, kostu konputazionala neurri handi batean jeitxi delarik emaitzen zehaztasunari uko egin gabe. Metodo hau piezak jarraian ematen dituen bi biratan dituen akatsak erlazionatzen dituen trantsizio matrizearen autobalioen analisia oinarritzen da eta aipatutako prozesu ezberdinetan aplikatu eta balioztatu da. Metodologia honetan oinarritutako software baten garapena dela medio, chattera murrizteko abiadura aldakorreko konbinazio onenak zehatz eta bizkor ebazteko gai gera une honetan. Aztertu diren kasuetan, konbinazio eta emaitza onenak Hertz baten azpiko maiztasun aldaketa eta abiadura nominalaren ehuneko hamar baino gehiagoko anplitudeak erabiliz lortu dira.

Ondoren prozesua agintzen duten hiru abiadura nagusien konbinazioak simulatzen dituen software bat garatu da eta aldi berean makinako ardatzetan konbinazio hauek ahalbidetzen dituzten CNC-rako programak. Simulazio softwarean sartzeko (penetrazio) artezketa eta zentrugabeko artezketa prozesuetako ziklo eta abiadura aldakor estrategia desberdinak aztertu daitezke eta baita konbinazio onenak ebatzi ondoren makinan probatzeko. Simulazioan lortzen diren emaitzak artezketa indarrak, potentzia, pieza erretzeko arriskua, bukaerako zimurtasuna, piezaren azken diametroa, biribiltasuna eta birazioa arriskua dira besteak beste.

Softwarea erabiliz abiadura aldakorren konbinazio estrategia eta artezketa ziklo desberdinak definitu dira eta ondoren makinan entsegu esperimentalak egin dira. Ziklo berezi hauek, denbora eta artezteko material kantitate berdinak dituzten abiadura Konstantedun ziklo konbentzionalekin konparatu dira. Entseguek simulazioen eta emaitza esperimentalen arteko korrelazio ona egiaztatzeke balio izan dute alde batetik

eta are garrantzitsuago, abiadura konbinazio berezidun zikloak piezaren azken kalitatea hobetzeko edo kalitate berdineko ziklo azkarrago edo produktiboagoak lortzeko gai direla.

Jarraian, argitalpen laburpen gisako Tesi hau osatzen duten artikuluen zerrenda aurkezten da era kronologikoan. Artikulu hauetan ikerketan lorturiko garapenak aurkezten dira. Jarraian, planteturiko helburuak lortzeko eta argitara eman ez den lan gehigarria ere aurkezten da memorian. Azkenik, aipatzekoa lan honetan aurkezten den etengabeko abiadura aldakor eta konbinazioen estrategiaren ideia patente baten bitartez babestuko dela.

PUBLICACIONES

Artículo 1: Álvarez J., Barrenetxea D., Marquínez J.I., Bediaga I., Gallego I.; *Effectiveness of continuous workpiece speed variation (CWSV) for chatter avoidance in throughfeed centerless grinding*; Int. J. Mach. Tools Manuf.; vol. 51; 2011; pp. 911-917.

<http://dx.doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2011.08.005>

Artículo 2: Alvarez J., Zatarain M., Marquinez J.I., Ortega N., Gallego I.; *Avoiding chatter in traverse cylindrical grinding by continuous workpiece speed variation*; J. Manuf. Sci. Eng.; vol. 135, issue 5; 2013; pp. 0.51011.

<http://dx.doi.org/10.1115/1.4024820>

Artículo 3: Alvarez J., Zatarain M., Barrenetxea D., Ortega N., Gallego I.; *Semi-discretization for stability analysis of in-feed cylindrical grinding with continuous workpiece speed variation*; Int. J. Adv. Manuf. Technol.; vol. 69; 2013; pp. 113-120.

<http://dx.doi.org/10.1007/s00170-013-4993-y>

Artículo 4: Alvarez J., Barrenetxea D., Marquinez J.I., Bediaga I., Gallego I.; *Continuous variable feed rate: a novel method for improving infeed grinding processes*; Int. J. Adv. Manuf. Technol.; vol. 73; 2014; pp. 53-61.

<http://dx.doi.org/10.1007/s00170-014-5771-1>

PATENTE

Solicitud de patente europea Nº 11 380 106.2: "Método de rectificado", pendiente de aprobación.

Barrenetxea D., Alvarez J., Bediaga I.

ÍNDICE

Capítulo 1 Introducción	1
1.1 MOTIVACIÓN	3
1.2 ESTRUCTURA DE LA TESIS	10
Capítulo 2 Objetivos, hipótesis y metodología	13
2.1 OBJETIVOS	15
2.2 HIPÓTESIS	17
2.3 METODOLOGÍA	18
2.3.1 Desarrollo del software para la selección de parámetros óptimos de variación para evitar las inestabilidades dinámica y geométrica.....	18
2.3.2 Desarrollo del software CNC para la generación de ciclos de rectificado con variación continua de los parámetros de proceso.....	20
Capítulo 3 Estado del arte	23
3.1 ANÁLISIS DE LA ESTABILIDAD DINÁMICA EN PROCESOS DE RECTIFICADO	25
3.2 APLICACIÓN DE TÉCNICAS DE VELOCIDAD VARIABLE EN LOS PROCESOS DE RECTIFICADO. ANÁLISIS DE ESTABILIDAD CON PARÁMETROS VARIABLES	35
3.3 OPTIMIZACIÓN DE LOS CICLOS DE RECTIFICADO	39
3.4 ESTUDIO CRÍTICO DEL ESTADO DEL ARTE	47
Capítulo 4 Resumen de resultados	49
4.1 PRESENTACIÓN DEL TRABAJO DESARROLLADO POR COMPENDIO DE PUBLICACIONES	51
4.2 ANÁLISIS DE LA ESTABILIDAD DINÁMICA EN EL PROCESO DE RECTIFICADO CON LA APLICACIÓN DE VELOCIDAD VARIABLE DE PIEZA	55
4.3 OPTIMIZACIÓN DE LOS CICLOS DE RECTIFICADO EN PENETRACIÓN MEDIANTE LA VARIACIÓN CONTINUA DE LOS PARÁMETROS DEL PROCESO	62
4.4 SOFTWARE CNC IMPLEMENTADO EN MÁQUINA PARA LA VARIACIÓN DE LOS PARÁMETROS DE RECTIFICADO	71
Capítulo 5 Effectiveness of continuous workpiece speed variation (CWSV) for chatter avoidance in throughfeed centerless grinding	77
5.1 INTRODUCTION.....	79
5.2 SIMULATION APPROACH.....	81
5.2.1 Time-domain dynamic approach for throughfeed centerless process	81
5.2.2 Continuous workpiece speed variation implementation.....	82
5.3 EXPERIMENTAL VALIDATION	83
5.3.1 Implementation of CWSV in throughfeed centerless grinding	84
5.3.2 Experimental results of regenerative chatter suppression analysis	84
5.4 INFLUENCE OF CWSV ON PROCESS BEHAVIOR	87
5.4.1 Theoretical analysis.....	87
5.4.2 Experimental analysis	89
5.5 CONCLUSIONS	89
5.6 ACKNOWLEDGMENTS	89
Capítulo 6 Semi-discretization for stability analysis of in-feed cylindrical grinding with continuous workpiece speed variation	91
6.1 INTRODUCTION.....	93
6.2 SEMIDISCRETIZATION APPROACH	95
6.3 DYNAMIC STABILITY OF INFEEED CYLINDRICAL GRINDING PROCESS VIA SEMIDISCRETIZATION.....	96
6.4 INFLUENCE OF RESIDUAL FLEXIBILITY ON GRINDING PROCESS STABILITY	100
6.5 APPLICATION OF CWSV IN DYNAMIC STABILITY VIA SEMIDISCRETIZATION	100
6.6 EXPERIMENTAL VALIDATION	102
6.7 CONCLUSIONS	105
6.8 ACKNOWLEDGMENTS	105
Capítulo 7 Avoiding chatter in traverse cylindrical grinding by continuous workpiece speed variation	107

7.1 INTRODUCTION.....	109
7.2 DEFINITION OF PARAMETERS OF CONTINUOUS WORKPIECE SPEED VARIATION.....	111
7.2.1 Time-domain dynamic approach for cylindrical traverse grinding.....	111
7.2.2 Semidiscretization for stability analysis of cylindrical traverse grinding.....	113
7.2.3 Implementation of continuous workpiece speed variation	114
7.3 EXPERIMENTAL VALIDATION	115
7.3.1 Dynamic stability analysis of cylindrical traverse grinding	115
7.3.2 Application of CWSV to traverse grinding	116
7.4 CONCLUSIONS	117
7.5 ACKNOWLEDGMENTS	119
Capítulo 8 Continuous variable feed rate: a novel method for improving infeed grinding processes.....	121
8.1 INTRODUCTION.....	123
8.2 THEORETICAL ANALYSIS	124
8.2.1 Time-domain dynamic approach	125
8.2.2 Continuous variable feed rate (CVFR) implementation	126
8.2.3 Theoretical analysis of CVFR application.....	127
8.2.4 Adaptation to infeed centerless grinding	128
8.3 EXPERIMENTAL ANALYSIS	129
8.3.1 Implementation of CVFR	129
8.3.2 Comparison between CVFR and conventional cycles.....	129
8.3.3 Validation of simulation approach	134
8.4 CONCLUSIONS	136
8.5 ACKNOWLEDGMENTS	136
Capítulo 9 Definición de ciclos de rectificado en penetración mediante la combinación de velocidades variables	137
9.1 ESTUDIO TEÓRICO DE LA APLICACIÓN DE VELOCIDADES VARIABLES EN CICLOS DE PENETRACIÓN.....	139
9.2 ESTUDIO EXPERIMENTAL DE LA APLICACIÓN DE VELOCIDADES VARIABLES EN CICLOS DE PENETRACIÓN.....	152
Capítulo 10 Conclusiones y líneas futuras	159
10.1 CONCLUSIONES	161
10.2 LÍNEAS FUTURAS.....	164
Capítulo 11 Referencias bibliográficas	167

LISTADO DE FIGURAS

Figura 1.1. Fundamentos del proceso de rectificado: formación de viruta, distribución y orientación de granos (<i>WZL/Fraunhofer IPT</i>).	3
Figura 1.2. Procesos de rectificado: (a) cilíndrico en penetración; (b) sin centros en penetración [www.danobatgroup.com].	3
Figura 1.3. Principales configuraciones del proceso de rectificado: cilíndrico en penetración exterior (a) e interior (b), plano (c), sin centros en penetración (d), cilíndrico en vaivén (e) y sin centros en pasante (f).	4
Figura 1.4. Componentes y variables principales del proceso de rectificado.	5
Figura 1.5. (a) Marcas de <i>chatter</i> en una pieza rectificada. (b) medición de las facetas u ondulaciones generadas por el <i>chatter</i>	6
Figura 1.6. (a) Fuentes de vibración en rectificado; (b) evolución en el tiempo de los tipos de vibración [Ina01].	6
Figura 1.7. (a) Simulaciones temporales dinámicas del proceso de rectificado sin centros; (b) mapa de estabilidad con parámetros variables [Bar09].	8
Figura 1.8. Tesis doctorales desarrolladas por el grupo de investigación IK4-Ideko y Mondragon Unibertsitatea y problemáticas asociadas.	8
Figura 2.1. Esquema de los objetivos generales del proyecto.	16
Figura 2.2. Esquema de la metodología a seguir en el proyecto actual.	21
Figura 3.1. (a) Representación del sistema en lazo cerrado del proceso de rectificado cilíndrico en penetración; (b) determinación gráfica de la estabilidad [Sno69].	26
Figura 3.2. (a) Ángulos de fase límites para la regeneración en muela; (b) relación entre el ángulo de fase límite y la aparición del <i>chatter</i> regenerativo [Wec89].	27
Figura 3.3. (a) Desplazamientos de la ecuación del proceso de rectificado sin centros; (b) diagrama de bloques del modelo de rectificado [Bie97].	28
Figura 3.4. Sucesivas revoluciones de pieza en el modelo: (a) sin interferencias; (b) con interferencias [Bie97].	28
Figura 3.5. Diagrama de bloques del modelo dinámico para el rectificado cilíndrico [Alt04].	29
Figura 3.6. Desgaste por pasos de la muela rectificadora en el rectificado cilíndrico en vaivén [Alt04].	29
Figura 3.7. Representación del ángulo de fase de la función de transferencia en el análisis de estabilidad dinámica [Han06].	30
Figura 3.8. Modelo cinemático del proceso de rectificado cilíndrico y resultados de vibración y tasa de crecimiento en pieza [Li06].	31
Figura 3.9. Evolución temporal en condiciones: (a) estables; (b) inestables [Liu07].	31
Figura 3.10. Localización de autovalores en condiciones: (a) estables; (b) inestables [Liu07]. ..	32
Figura 3.11. Límites de estabilidad en función de los autovalores obtenidos [Yan12].	32
Figura 3.12. Mapas de estabilidad en el rectificado sin centros [Miy82].	33
Figura 3.13. Mapas de estabilidad de arrastre, geométrica y dinámica para el proceso de rectificado sin centros en penetración [Gal07].	34
Figura 3.14. Resultados del cálculo numérico de variación de la velocidad de pieza por medio del método en base z [Ina76].	35
Figura 3.15. Mapas de reducción de la severidad del <i>chatter</i> para diferentes señales de variación de la velocidad de giro de pieza [Bar09].	37
Figura 3.16. Esquema del modelo dinámico de rectificado cilíndrico en penetración [Yan13]. ..	38
Figura 3.17. Límites de estabilidad en torneado para velocidad variable (línea continua) o velocidad constante (línea discontinua) obtenidos mediante semi-discretización [Ins04]. ..	38
Figura 3.18. Ciclo de rectificado con las etapas de desbaste, acabado y chispeo [Xia96].	40
Figura 3.19. Mapas con límites para la selección de la combinación óptima de velocidad de avance, velocidad de giro de pieza y velocidad de corte para rectificado sin centros en penetración [Row86].	41
Figura 3.20. Evolución de la deflexión del sistema de un ciclo de rectificado como parte de la optimización del proceso de rectificado sin centros en penetración [Gal07].	42
Figura 3.21. Algoritmo de optimización general del proceso de rectificado sin centros en penetración [Bar12a].	43
Figura 3.22. Mapa de estabilidad global para la selección de los parámetros óptimos del rectificado sin centros en pasante [Bar10].	43

Figura 3.23. Deformada de la pieza al aplicar un proceso de rectificado cilíndrico en vaivén [Gao91].	44
Figura 3.24. Rectificado de ciclos repetitivos con variación de velocidad de avance para cumplir la restricción de potencia límite [Ami81].	46
Figura 3.25. Diagrama de bloques del sistema de medición y control del proceso propuesto por Hecker [Hec02].	46
Figura 3.26. Diagrama esquemático de la estrategia de control y ciclo óptimo de velocidad de avance controlada [Don04b].	46
Figura 4.1. Esquema de los resultados obtenidos en la tesis y estructura de artículos y capítulos.	52
Figura 4.2. Ventana del software de obtención de los mapas de estabilidad.	57
Figura 4.3. Mapa de estabilidad con velocidad variable para el rectificado sin centros en penetración.	59
Figura 4.4. Mapa de estabilidad con velocidad variable para el rectificado sin centros en pasante.	59
Figura 4.5. Mapa de estabilidad con velocidad variable para el rectificado cilíndrico en penetración.	60
Figura 4.6. Mapa de estabilidad con velocidad variable para el rectificado cilíndrico en vaivén.	60
Figura 4.7. Ventana de selección del tipo de máquina y muela rectificadora.	63
Figura 4.8. Ventana de selección de los parámetros de pieza y de muela reguladora y regla para el rectificado sin centros.	63
Figura 4.9. Ventana de selección de los parámetros de diamantado y las constantes de los modelos utilizados.	64
Figura 4.10. Ventana de selección de los parámetros del ciclo de rectificado.	64
Figura 4.11. Gráfica con las variaciones de los parámetros del ciclo de rectificado.	66
Figura 4.12. Gráficas de la evolución del defecto de radio y del radio real.	66
Figura 4.13. Gráficas de la evolución del espesor de viruta máximo, la rugosidad y el perfil de la pieza.	66
Figura 4.14. Gráficas de la evolución de las fuerzas y potencias de rectificado.	67
Figura 4.15. Gráficas de la evolución de la energía específica y resumen de resultados.	67
Figura 4.16. Gráficas de la evolución de la partición de energía y la temperatura de pieza.	67
Figura 4.17. Ejemplo de estrategias de variación de las velocidades del ciclo.	69
Figura 4.18. Selección de parámetros de adquisición mediante el <i>Servotrace</i> de Siemens.	73
Figura 4.19. Adquisición de las velocidades variables de avance y giro de pieza mediante <i>Servotrace</i> .	73
Figura 4.20. Variaciones de la velocidad de giro de muela rectificadora y su influencia en la potencia consumida.	74
Figure 5.1. Throughfeed centerless grinding configuration.	81
Figure 5.2. Time-domain dynamic simulation with CWSV application.	83
Figure 5.3. Comparison of simulated and experimental severity reduction ratio.	84
Figure 5.4. Comparison of simulated and acquired forces.	85
Figure 5.5. Influence of CWSV on global stability map.	88
Figure 5.6. Influence of CWSV on process behavior for stable conditions.	88
Figure 6.1. Parameters of infeed cylindrical grinding process.	96
Figure 6.2. Example of stability map via semidiscretization.	100
Figure 6.3. Influence of residual flexibility on process stability.	101
Figure 6.4. Influence of CWSV parameters on the process stability.	101
Figure 6.5. Experimental results regarding accelerometer signals and workpiece profiles.	102
Figure 6.6. Experimental validation of stability map for different equivalent stiffness.	104
Figure 6.7. Comparison of simulated and experimental instability reduction ratio.	104
Figure 7.1. Cylindrical traverse grinding model.	112
Figure 7.2. Instability reduction map for combination of CWSV parameters: amplitude and frequency.	115
Figure 7.3. Stability map for cylindrical traverse grinding via semidiscretization. Comparison between theoretical and experimental results.	116
Figure 7.4. Map of instability degree reduction ratio. Comparison of theoretical and experimental results.	117
Figure 7.5. Accelerometer signal FFTs for different combinations of CWSV parameters.	118

Figure 7.6. Roundness for each CWSV combination: a) without CWSV; b) A=5%, f=2Hz; c) A=25%, f=2Hz; d) A=25%, f=0.5Hz.....	118
Figure 8.1. Equivalent cycles with different feed rate shapes.....	126
Figure 8.2. Theoretical comparison of conventional and CVFR cycles regarding power, roughness, roundness and size tolerance.....	129
Figure 8.3. Geometric configuration of centerless grinding process.....	130
Figure 8.4. Comparison of conventional and CVFR cycles for infeed centerless grinding tests.....	130
Figure 8.5. Roughness R_a evolution during each cycle.....	131
Figure 8.6. Roundness evolution during each cycle.....	131
Figure 8.7. Roundness profiles for a) cycle A stable conditions; b) cycle A unstable conditions; c) cycle E stable conditions; d) cycle E unstable conditions.....	133
Figure 8.8. Accelerometer signals comparison of unstable condition for conventional and CVFR cycles.....	133
Figure 8.9. Comparison of simulated and acquired grinding power signals for cycles A, C and E.....	135
Figure 8.10. Comparison of simulated and experimental roundness evolution for cycles A, C and E.....	135
Figure 8.11. Comparison of simulated and experimental roughness R_a evolution for cycles A, C and E.....	135
Figura 9.1. Evolución del defecto de radio y del error de redondez.....	141
Figura 9.2. Espesor de viruta máximo en rectificado plano.....	141
Figura 9.3. Ejemplo de estrategias de variación: ciclo convencional.....	145
Figura 9.4. Ejemplo de estrategias de variación: velocidad variable de muela rectificadora.....	145
Figura 9.5. Ejemplo de estrategias de variación: velocidad variable de muela rectificadora y pieza.....	146
Figura 9.6. Ejemplo de estrategias de variación: velocidad variable de muela rectificadora, pieza y avance.....	146
Figura 9.7. Ejemplo de estrategias de variación: evolución del espesor de viruta.....	147
Figura 9.8. Ejemplo de estrategias de variación: evolución de la rugosidad R_a	148
Figura 9.9. Ejemplo de estrategias de variación: evolución de energía específica.....	149
Figura 9.10. Ejemplo de estrategias de variación: evolución de la potencia de rectificado y la potencia límite de dañado térmico.....	149
Figura 9.11. Ejemplo de estrategias de variación: evolución de las fuerzas normal y tangencial de rectificado.....	150
Figura 9.12. Ejemplo de estrategias de variación: evolución de los radios de pieza.....	150
Figura 9.13. Estudio comparativo de ciclos: velocidades de avance.....	152
Figura 9.14. Estudio comparativo de ciclos: velocidades de giro de pieza.....	153
Figura 9.15. Adquisición de las señales de velocidad variable de avance y giro de pieza desde el CNC.....	153
Figura 9.16. Mediciones del error de redondez de las piezas rectificadas en el estudio comparativo.....	155
Figura 9.17. Mediciones de las potencias de rectificado en el estudio comparativo.....	155
Figura 9.18. Ciclos para el análisis comparativo experimental.....	157
Figura 9.19. Resultados de rugosidad y redondez del análisis comparativo experimental.....	158
Figura 9.20. Resultados de potencia del análisis comparativo experimental.....	158

LISTADO DE TABLAS

Tabla 4.1. Comparativa de coste computacional entre simulación temporal y semidiscretización.	61
Tabla 4.2. Comparativa entre ciclos convencionales y con velocidades variables.	70
Table 5.1. Experimental test conditions for E318MV.	86
Table 5.2. Experimental results of E318MV tests.	86
Table 6.1. Process conditions for stability analysis.	99
Table 6.2. Experimental test conditions.	102
Table 6.3. Modal analysis of workpiece for different positions along the workpiece length.	103
Table 7.1. Experimental test conditions.	115
Table 7.2. Modal analysis and process stiffness.	115
Table 8.1. Experimental test conditions for infeed centerless grinding.	130
Table 8.2. Comparison of experimental test results for infeed centerless grinding cycles.	132
Table 8.3. Comparison of experimental test results for chatter conditions.	132
Table 8.4. Experimental test conditions for infeed cylindrical grinding.	134
Table 8.5. Comparison of experimental test results for infeed cylindrical grinding cycles.	134
Tabla 9.1. Influencia de las velocidades del proceso en el espesor de viruta máximo y en la rugosidad.	142
Tabla 9.2. Influencia de las velocidades del proceso en el espesor de viruta máximo y en la rugosidad.	144
Tabla 9.3. Resumen comparativo del ejemplo de estrategias de variación.	151
Tabla 9.4. Datos generales del ejemplo de optimización del ciclo de rectificado.	152
Tabla 9.5. Resultados experimentales comparativos entre ciclos convencionales y ciclos con velocidad variable.	154
Tabla 9.6. Datos generales del ejemplo de optimización del ciclo de rectificado.	156
Tabla 9.7. Resultados experimentales comparativos entre ciclos convencionales y ciclos con velocidades variables.	157

NOMENCLATURA

a	[mm]	: Profundidad de corte
a_d	[mm]	: Profundidad de diamantado
A	[%]	: Amplitud de la variación de la velocidad de giro
A_q	[mm ²]	: Área de contacto para el cálculo del dañado térmico
\mathbf{B}	[]	: Matriz de amortiguamiento modal
b_w	[mm]	: Anchura de rectificado
\mathbf{C}	[]	: Vector con los desplazamientos en el punto de contacto debidos a los contactos con muela reguladora y regla
C_g	[]	: Densidad de granos activos de la muela rectificadora
c_w	[W/(m.K)]	: Conductividad térmica del material de la pieza
d_e	[mm]	: Diámetro equivalente muela rectificadora-pieza
d_g	[mm]	: Diámetro esférico equivalente medio de los granos
d_w	[mm]	: Diámetro de la pieza
f	[%]	: Frecuencia de variación de la velocidad de giro de pieza
f_r	[%]	: Fracción de granos abrasivos activos
f_w	[Hz]	: Frecuencia de giro de la pieza
f_{vf}	[Hz]	: Frecuencia de variación de la velocidad de avance
\mathbf{F}	[N]	: Fuerza de rectificado en la dirección modal
F_n	[N]	: Fuerza normal de rectificado
F'_t	[N/mm]	: Fuerza tangencial por unidad de longitud de rectificado
h	[mm]	: Altura sobre centros de la pieza en rectificado sin centros
h_{eq}	[mm]	: Espesor de viruta equivalente
h_m	[mm]	: Espesor de viruta máximo
\mathbf{K}	[N/μm]	: Matriz de rigidez modal
k_{ce}	[N/μm]	: Rigidez de contacto del sistema pieza-muela rectificadora-muela reguladora
k_{eq}	[N/μm]	: Rigidez equivalente del sistema
k_i	[N/μm]	: Rigidez del modo de vibración i
k_m	[N/μm]	: Rigidez estática del sistema
k_r	[N/μm]	: Rigidez residual del sistema
k_{wn}	[N/μm]	: Rigidez de corte en dirección normal
k'_{th}	[J/mm ³]	: Índice de corte tangencial
\mathbf{M}	[kg]	: Matriz de masa modal
n	[]	: Número de puntos discretizados del perfil de pieza
$n_{matrices}$	[]	: Número de matrices de la semi-discretización con parámetros variables
N_m	[]	: Número de modos de vibración considerados
N_r	[min ⁻¹]	: Velocidad de giro de muela reguladora
N_w	[min ⁻¹]	: Velocidad de giro de pieza
\mathbf{p}	[mm]	: Vector de estados
\mathbf{P}	[]	: Vector que relaciona la fuerza normal en el punto de contacto con las fuerzas en los contactos con muela reguladora y regla
P	[W]	: Potencia de rectificado

Q'_w	[mm ² /s]	: Cantidad de material eliminado por unidad de tiempo y longitud
r	[]	: Factor de forma del grano de corte
R_0	[]	: Factor experimental del modelo de rugosidad de Malkin
R_{factor}	[]	: Factor de corrección del modelo de rugosidad
r_{wt}	[mm]	: Radio teórico de la pieza
s_d	[mm/rev]	: Avance por vuelta de diamantado
\mathbf{T}	[]	: Matriz de transición de la semi-discretización
v	[%]	: Fracción de volumen de abrasivo en la muela rectificadora
v_f	[mm/min]	: Velocidad de avance
v_{fa}	[mm/min]	: Velocidad de avance transversal
v_{f0}	[mm/min]	: Velocidad de avance constante equivalente en tiempo a la velocidad variable de avance
v_r	[m/s]	: Velocidad periférica de la muela reguladora
v_s	[m/s]	: Velocidad periférica de la muela rectificadora
v_w	[m/s]	: Velocidad periférica de la pieza
\mathbf{x}	[mm]	: Componente dinámica del desplazamiento
α	[°]	: Ángulo entre los ejes de muela rectificadora y pieza
α_w	[m ² /s]	: Difusividad térmica del material de la pieza
β	[]	: Constante dependiente de la geometría de la fuente de calor
β_0	[°]	: Ángulo entre la muela reguladora y la pieza
ε	[%]	: Fracción de energía de rectificado que va a la pieza
λ_0	[°]	: Ángulo de avance de la muela reguladora
$\delta r_w(t-\tau_b)$	[mm]	: Defecto de radio en el punto de contacto entre pieza y regla de apoyo en el rectificado sin centros
$\delta r_w(t-\tau_r)$	[mm]	: Defecto de radio en el punto de contacto entre la pieza y la muela reguladora en el rectificado sin centros
$\delta r_w(t-\tau_w)$	[mm]	: Defecto de radio en el punto de corte en la vuelta de pieza anterior
$\delta r_w(t)$	[mm]	: Defecto de radio en el punto de corte en el instante actual
$\Delta\varphi$	[rad]	: Distancia angular de discretización del perfil de pieza
Φ	[]	: Desplazamientos modales
μ_s	[]	: Relación entre las fuerzas de rectificado tangencial y normal
θ	[rad]	: Ángulo de la regla de apoyo en rectificado sin centros
θ^*	[°C]	: Temperatura límite de dañado térmico de la pieza
τ	[s]	: Paso de integración
τ_b	[s]	: Desfase de tiempo entre el punto de corte y el punto de contacto entre pieza y regla de apoyo
τ_r	[s]	: Desfase de tiempo entre el punto de corte y el punto de contacto entre la pieza y la muela reguladora
τ_w	[s]	: Tiempo trascurrido en una vuelta de pieza
ω_i	[Hz]	: Frecuencia del modo de vibración i
ω_n	[Hz]	: Frecuencia natural
ω_d	[Hz]	: Frecuencia natural amortiguada
ω_w	[Hz]	: Velocidad angular de giro de pieza
ζ	[]	: Factor de amortiguamiento
δ_i	[mm]	: Defecto de radio en el punto de corte en el instante i

- φ_1 [rad] : Ángulo entre el punto de corte y el punto de contacto entre pieza y regla de apoyo
- φ_2 [rad] : Ángulo entre el punto de corte y el punto de contacto entre pieza y muela reguladora

Capítulo 1

Introducción

1.1 Motivación

El rectificado es un proceso de mecanizado mediante abrasión para la obtención de piezas en las que se requieren elevadas precisiones tanto en las tolerancias geométricas y dimensionales como en el acabado superficial. Normalmente se encuentra entre las últimas operaciones a realizar sobre la superficie de la pieza por lo que la correcta puesta a punto de este proceso es esencial para evitar el rechazo de piezas. Se utiliza igualmente para el acabado de piezas de materiales de elevada dureza (aceros de herramientas, cerámicos, carburos...) como para ser mecanizados mediante otros procesos de corte como el torneado o el fresado.

El mecanismo de arranque de material se basa en la acción de las partículas abrasivas dispuestas normalmente de manera aleatoria en un disco, denominado muela rectificadora, que gira a alta velocidad sobre el material de la pieza (Figura 1.1). Esta muela está compuesta por un abrasivo, que se divide en dos grandes grupos: convencional, con abrasivos de óxido de aluminio o carburo de silicio, y superabrasivo, donde se enmarcan el CBN y el diamante. Las partículas abrasivas se unen mediante un aglomerante, confiriéndole diferentes propiedades de dureza, porosidad, estructura, etc.

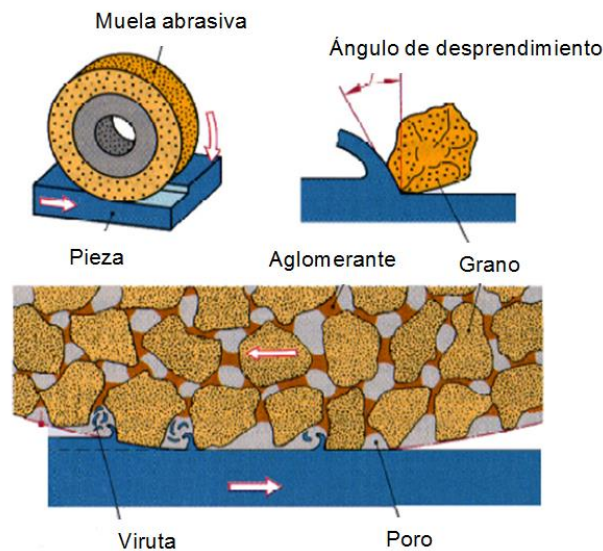


Figura 1.1. Fundamentos del proceso de rectificado: formación de viruta, distribución y orientación de granos (WZL/Fraunhofer IPT).

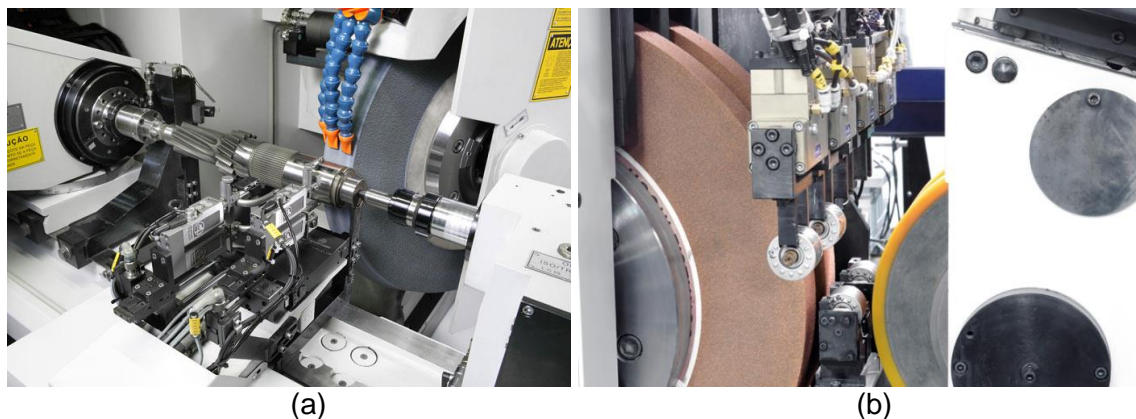


Figura 1.2. Procesos de rectificado: (a) cilíndrico en penetración; (b) sin centros en penetración [www.danobatgroup.com].

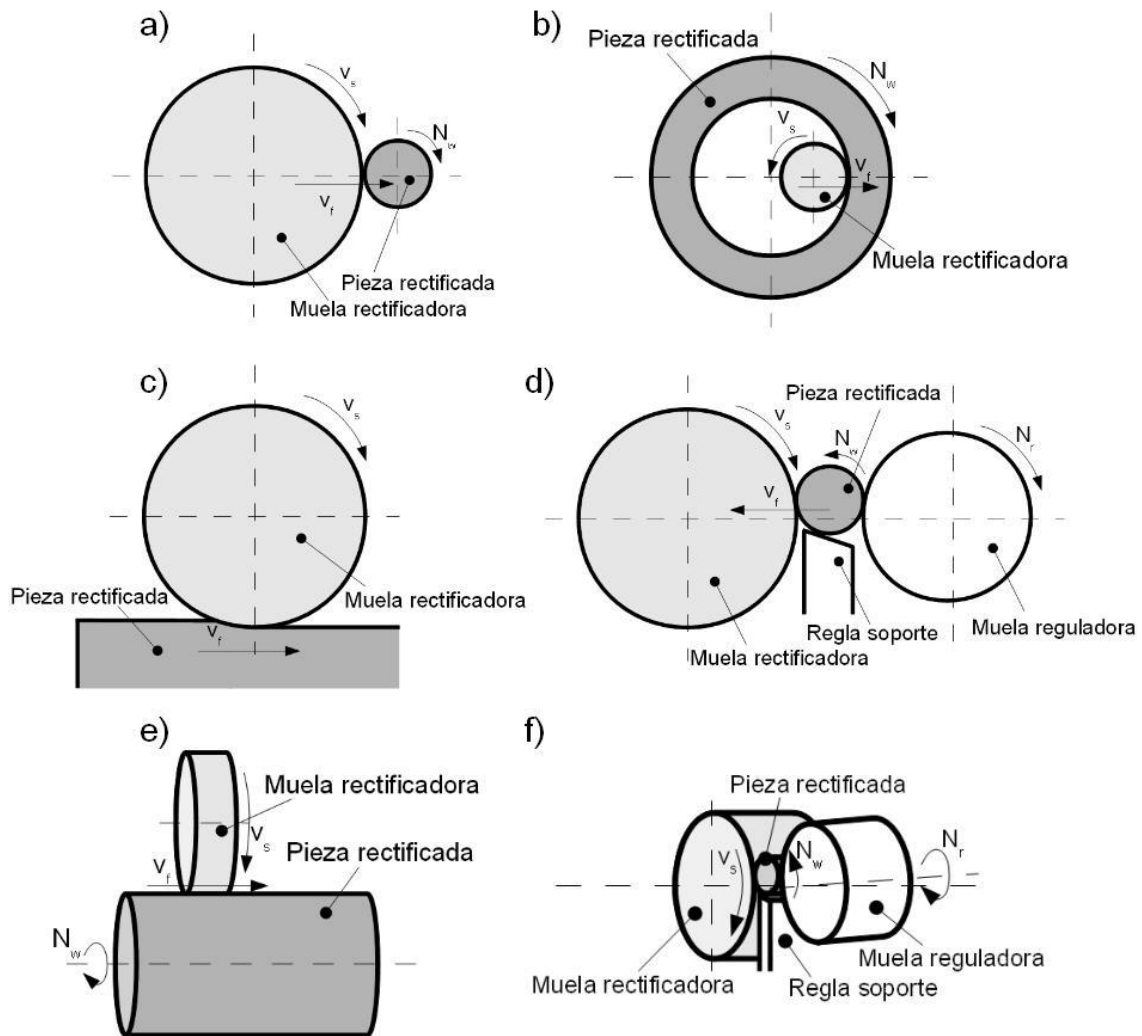


Figura 1.3. Principales configuraciones del proceso de rectificado: cilíndrico en penetración exterior (a) e interior (b), plano (c), sin centros en penetración (d), cilíndrico en vaivén (e) y sin centros en pasante (f).

Dentro de los procesos de rectificado existen diferentes configuraciones: rectificado cilíndrico en penetración exterior e interior, rectificado cilíndrico en vaivén, rectificado sin centros en penetración o en pasante o rectificado plano (Figura 1.3), que se seleccionan debido principalmente a la geometría de la pieza a rectificar.

Las características principales del proceso de rectificado son:

- Obtención de superficies de gran precisión geométrica y dimensional.
- Mejora de la rugosidad superficial respecto a procesos previos.
- Mecanizado de materiales duros, no siendo viable mediante mecanizados convencionales.

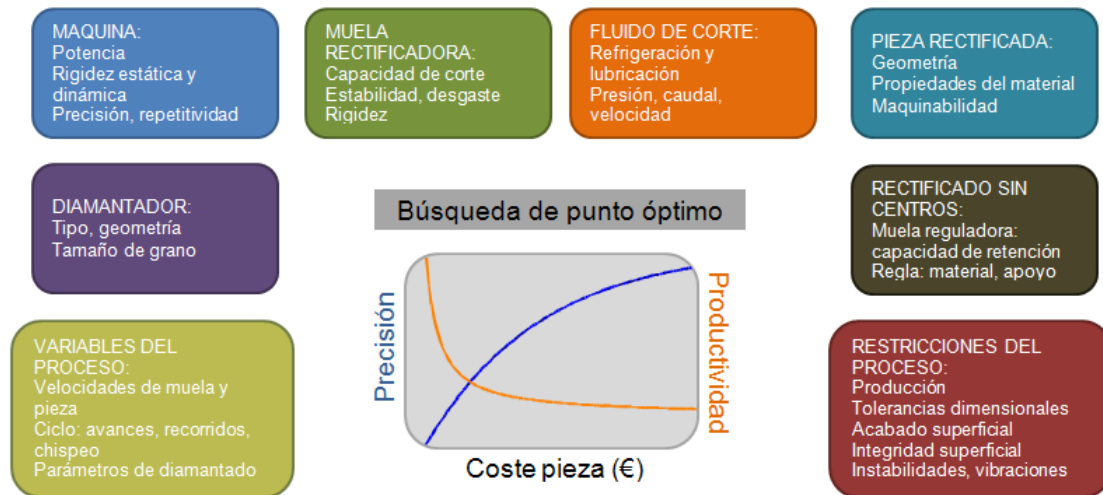


Figura 1.4. Componentes y variables principales del proceso de rectificado.

El proceso de rectificado ha sido objeto de numerosos trabajos de investigación debido a la complejidad del mismo. Para la puesta a punto de un proceso de rectificado es necesario seleccionar un gran número de parámetros cuya influencia en el acabado final de la pieza o en las posibles limitaciones del proceso dificulta la correcta preparación. Los principales componentes son: la máquina, la muela rectificadora, el diamantador, la refrigeración, la pieza a rectificar y las variables del proceso. Además, en la configuración de sin centros se añaden los componentes de muela reguladora y regla de apoyo (Figura 1.4).

Igualmente, los parámetros del proceso de rectificado que hay que definir son numerosos: velocidades de muela y pieza, ciclos de penetración o transversales con sus respectivas velocidades y sobremateriales a eliminar, parámetros de velocidad y pasada de diamantado, etc. Estos parámetros se seleccionan habitualmente en función de la experiencia del operario o mediante un trabajo de prueba y error, con la consiguiente pérdida de tiempo a la hora de llevar a cabo la preparación del proceso.

Las limitaciones en un proceso de rectificado pueden aparecer debido a diferentes causas, destacando: la aparición de daño térmico en la pieza que afecte a su integridad superficial, las restricciones en cuanto al acabado superficial y las tolerancias dimensionales de la pieza rectificadora, la potencia máxima de la máquina rectificadora o la aparición de vibraciones durante el proceso.

En relación a esta última limitación, existen básicamente dos tipos de vibraciones en el proceso de rectificado: las vibraciones forzadas y las vibraciones autoexcitadas. En cuanto a las primeras, aparecen principalmente por el desequilibrio o excentricidad de la muela rectificadora, y en menor medida, debidas a otras fuentes externas como equipamientos secundarios u otras máquinas cercanas (Figura 1.6 (a)). Ante estas vibraciones se busca su eliminación en función de la fuente de la misma: equilibradores, amortiguadores, sistemas de aislamiento, etc.

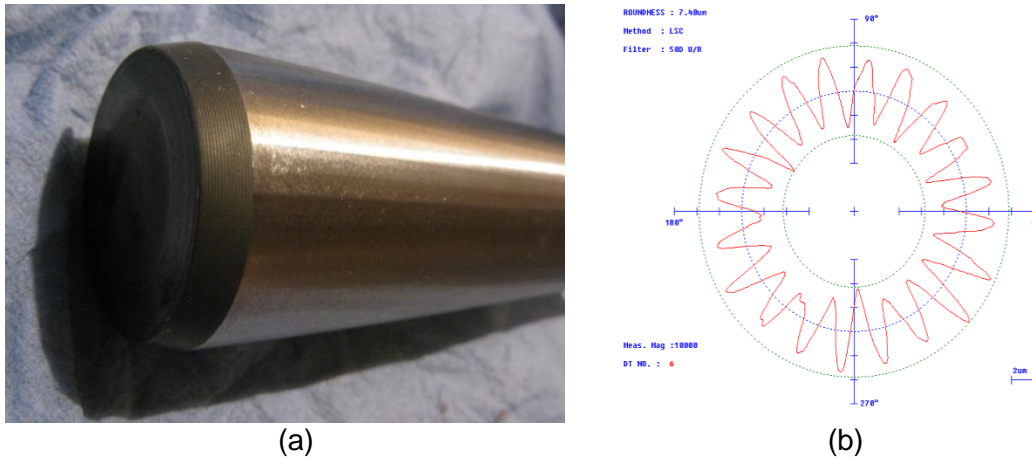


Figura 1.5. (a) Marcas de *chatter* en una pieza rectificada. (b) medición de las facetas u ondulaciones generadas por el *chatter*.

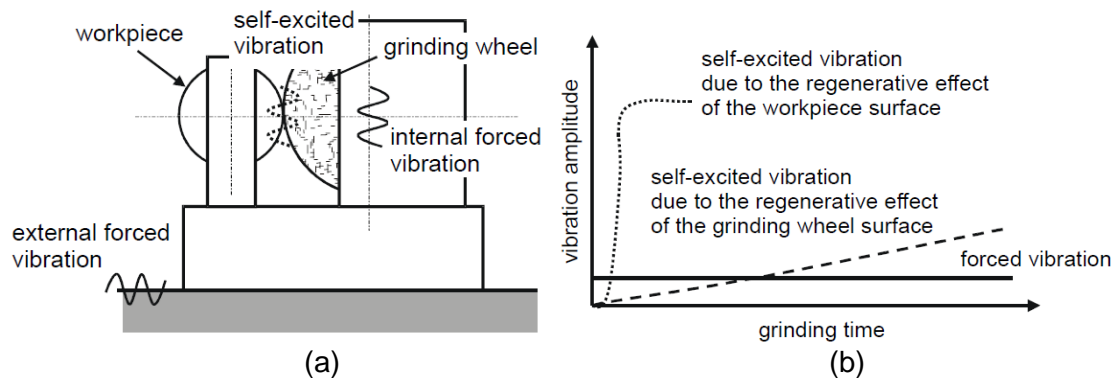


Figura 1.6. (a) Fuentes de vibración en rectificado; (b) evolución en el tiempo de los tipos de vibración [Ina01].

En cuanto a las vibraciones autoexcitadas o *chatter*, son generadas principalmente por el llamado efecto regenerativo, común a otros procesos de mecanizado. Este fenómeno se basa en la variación de la profundidad de corte durante una revolución de pieza debido a la vibración relativa entre la muela rectificadora y la pieza en función de las componentes modales del sistema. El desfase entre la ondulación de la superficie de la pieza producida por la variación de la profundidad de corte en una revolución de pieza y la ondulación de la vibración relativa en la siguiente revolución de pieza hace el proceso inestable cuando se alcanza cierta condición, generando un perfil ondulado en la superficie de la pieza (Figura 1.5).

Una característica especial en los procesos de rectificado es que el *chatter* puede afectar tanto a la superficie de la pieza como a la superficie de la muela. Debido al efecto regenerativo, las ondulaciones en la superficie de la pieza crecen rápidamente, generando una tolerancia de redondez inaceptable. En cambio, las ondulaciones generadas en la superficie de la muela crecen de forma más lenta, debido a la resistencia al desgaste que presentan los granos abrasivos de las muelas rectificadoras. Además, estas ondulaciones son normalmente eliminadas durante el proceso de diamantado. Por lo tanto, la mayor problemática a la hora de la puesta a punto del proceso se produce cuando el *chatter* regenerativo afecta a la pieza (Figura 1.6 (b)).

El comportamiento de las vibraciones autoexcitadas es diferente en función del tipo de configuración del proceso de rectificado (Figura 1.3). De esta forma, para el rectificado plano y el rectificado de interiores, la frecuencia de vibración o la frecuencia de *chatter* se corresponde normalmente con la frecuencia natural del cabezal de la muela rectificadora, debido a que la rigidez dinámica de esta parte es menor que la de la pieza. Por otra parte, en el rectificado cilíndrico la frecuencia de *chatter* se corresponde normalmente con la frecuencia natural de la pieza, ya que en este caso es la que tiene menor rigidez dinámica. Por su parte, en el rectificado sin centros la frecuencia de *chatter* es normalmente la frecuencia natural del modo de apertura y cierre de cabezales entre las muelas rectificadora y reguladora. Además, las vibraciones aparecen en el rectificado sin centros de forma más pronunciada debido a la elevada rigidez de corte y la utilización de muelas más anchas. Entre las configuraciones existentes en rectificado de movimiento en penetración y movimiento transversal, esta última es más complicada de caracterizar debido a las diferentes condiciones de contacto entre la pieza y la muela a lo largo de la anchura de la misma.

En relación a las inestabilidades dinámicas o *chatter* en el proceso de rectificado, Inasaki et al. [Ina01] presentan una recopilación de diferentes estudios donde se analiza el origen y comportamiento de dichas inestabilidades y menciona los métodos de supresión existentes. Entre ellos destaca la aplicación de técnicas de velocidad variable tanto para la muela rectificadora como para la pieza, aplicación que provoca una perturbación en el efecto regenerativo. Estas técnicas de velocidad variable han sido aplicadas con éxito en otros procesos de mecanizado como fresado o torneado, consiguiendo la eliminación o atenuación del *chatter*. En relación al proceso de rectificado existen ciertos trabajos al respecto en los que se han conseguido resultados satisfactorios.

El análisis de estabilidad en los procesos de rectificado se ha llevado a cabo principalmente en el dominio de la frecuencia, aunque sin abarcar la aplicación de la velocidad variable de pieza en el análisis. En un trabajo previo de la colaboración entre el centro tecnológico IK4-Ideko y Mondragon Unibertsitatea, Barrenetxea et al. [Bar09] realizan un estudio de la aplicación de velocidad variable de giro de pieza en el proceso de rectificado sin centros. Mediante la utilización de simulaciones temporales se genera un mapa de la estabilidad dinámica del proceso de rectificado sin centros con la influencia de los parámetros de variación: amplitud y frecuencia (Figura 1.7). En este estudio se observa el elevado coste computacional que supone dicho análisis. Es a partir de este trabajo donde surge la idea de utilizar otras metodologías para analizar dicha estabilidad dinámica cuando se aplican velocidades variables mediante las cuales se reduzca significativamente el tiempo de cálculo sin perjudicar a la precisión del mismo. De esta forma se dispondrá de una herramienta de análisis adaptada a un entorno industrial donde poder aplicarse. En otros procesos, como el fresado, se han realizado estudios de estabilidad con parámetros variables mediante métodos analíticos y numéricos, destacando el trabajo de Insperger relacionado con el método de semi-discretización [Ins03], pero estas aproximaciones no se han aplicado al proceso de rectificado. Por lo tanto, se plantea en este análisis de estabilidad de los procesos de rectificado con parámetros variables la aplicación de este método. En la misma línea y debido a las diferentes configuraciones del proceso de rectificado, se plantea extender este análisis de la aplicación de velocidad variable para la eliminación del *chatter* a otros procesos de rectificado como son los procesos de rectificado cilíndrico en penetración y en vaivén.

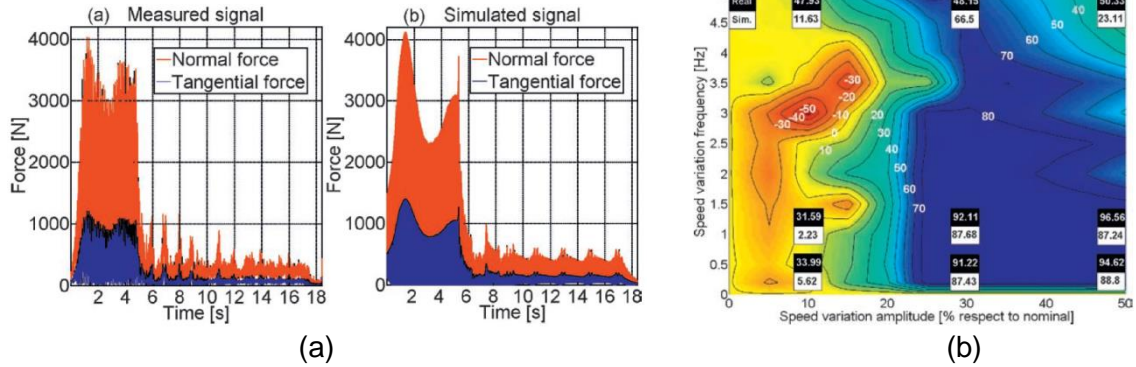


Figura 1.7. (a) Simulaciones temporales dinámicas del proceso de rectificado sin centros; (b) mapa de estabilidad con parámetros variables [Bar09].

Esta tesis se enmarca entonces en el trabajo del grupo de investigación formado por personal de IK4-Ideko y Mondragon Unibertsitatea, que a lo largo de varios años ha estado desarrollando una gran labor de generación de conocimiento y de herramientas con el objetivo de encontrar soluciones a las limitaciones e inestabilidades propias de los procesos de rectificado en general y del proceso de rectificado sin centros en particular, en la búsqueda de procesos óptimos en cuanto a precisión y productividad. En la Figura 1.8 se muestran las Tesis Doctorales llevadas a cabo con sus problemáticas asociadas. Por un lado están los trabajos de Marquínez [Mar08], Barrenetxea [Bar12b] y Madariaga [Mad09] en relación al estudio de las inestabilidades típicas del proceso de rectificado sin centros: inestabilidades geométricas, inestabilidades dinámicas o *chatter* e inestabilidades de arrastre o *spinning*, respectivamente. Además, Barrenetxea desarrolla un diseño de ciclos de rectificado optimizados mediante la utilización de modelos.



Figura 1.8. Tesis doctorales desarrolladas por el grupo de investigación IK4-Ideko y Mondragon Unibertsitatea y problemáticas asociadas.

Por otra parte, Madariaga estudia la aparición del daño térmico en la pieza de forma teórico-experimental. Todos estos avances culminan en una herramienta de puesta a punto para los procesos de rectificado sin centros, denominada SUA (Set-Up Assistant), capaz de proponer parámetros de diamantado y rectificado para conseguir ciertas tolerancias dimensionales y superficiales a la vez que se evitan las principales inestabilidades y limitaciones del proceso.

Siguiendo en la misma línea de análisis de limitaciones en procesos de rectificado, Puerto [Pue13] analiza en mayor profundidad la rugosidad superficial y el desgaste de los granos abrasivos, además de desarrollar un control dimensional de la pieza. Por último, Fernández desarrolla actualmente su trabajo en la importante línea de seleccionar la muela rectificadora óptima para cada proceso de rectificado.

Por lo tanto, la primera parte de esta Tesis se desarrolla a partir de los trabajos de Marquínez y Barrenetxea en la búsqueda de dar solución a las inestabilidades geométricas y dinámicas en los procesos de rectificado en penetración y en movimiento transversal para las configuraciones cilíndrica y sin centros, mediante la aplicación de velocidad variable de pieza y el análisis de la estabilidad utilizando metodologías computacionalmente eficientes.

Por otra parte, para la variación de la velocidad de giro de pieza se desarrolló en IK4-Ideko a partir del trabajo de Bediaga [Bed09] un software integrado en el CNC de máquina con el que aplicar la variación. Analizando la aplicabilidad del software y basándose en la experiencia del grupo de trabajo, se propone en esta tesis la utilización de este software CNC adaptándolo a las necesidades de variación continua de los parámetros principales que gobiernan el proceso a lo largo de un tiempo de ciclo, los cuales son: la velocidad de giro de pieza, la velocidad de giro de muela y la velocidad de avance. Mediante esta metodología se busca la optimización del proceso de rectificado aplicando la variación automática de dichos parámetros de forma que se consiga reducir los tiempos de ciclo o conseguir mejores calidades superficiales y tolerancias geométricas y dimensionales de una manera sencilla para el usuario de la máquina rectificadora. Dichas variaciones se obtendrán a partir de un análisis teórico-empírico en un entorno de simulación a desarrollar.

Esta segunda parte de la Tesis está enfocada como continuación de los trabajos del grupo de investigación, y en concreto de Barrenetxea, en cuanto al diseño del ciclo de rectificado, buscando nuevas maneras de conseguir los objetivos propuestos de reducción de tiempo de ciclo. Para el análisis teórico se utilizarán modelos previos, como por ejemplo los de Madariaga de daño térmico, de tal forma que se tengan en cuenta las inestabilidades y limitaciones del proceso.

Destacan entonces las siguientes oportunidades, obtenidas a partir de las necesidades de una industria que busca soluciones a las limitaciones y problemáticas de sus procesos cada vez más restrictivos en calidades y productividad, aprovechando el conocimiento y los avances desarrollados por el grupo de investigación:

- La aplicación de técnicas de velocidad variable de pieza para suprimir la aparición de *chatter* en los procesos de rectificado cilíndrico y sin centros, en *plongée* y en movimiento transversal.
- El desarrollo de metodologías de análisis de estabilidad del proceso de rectificado con la aplicación de velocidad variable que sean eficientes computacionalmente.

- La definición de ciclos de rectificado en penetración, tanto para rectificado cilíndrico como para rectificado sin centros, con los que se consiga optimizar el proceso en términos de mejora de calidades o de productividad, cumpliendo los requisitos dimensionales y superficiales y evitando las limitaciones e inestabilidades del proceso.
- La generación de un software implementado en máquina con el que se definan ciclos de rectificado en penetración de manera simple y donde se incluyan opciones actuales dentro del ámbito industrial como los medidores de diámetro *in-process* o los detectores de contacto de *gap* entre muela y pieza para el acercamiento rápido.

1.2 Estructura de la tesis

Este documento de Tesis se divide en los siguientes capítulos. Tras la introducción del Capítulo 1 donde se expone la motivación que da lugar a esta Tesis y el enmarque del trabajo desarrollado dentro del grupo de investigación, en el Capítulo 2 se definen los objetivos concretos a cumplir, las hipótesis en las que se basa el trabajo y la metodología que se va a seguir para llevarlo a cabo.

En el Capítulo 3 se presenta el estado del arte analizado en función de los objetivos propuestos, dividido en tres partes: análisis de estabilidad en procesos de rectificado, aplicación de técnicas de velocidad variable en el rectificado y análisis de estabilidad con parámetros variables, y optimización de los ciclos de rectificado.

En el Capítulo 4 se recoge un resumen de los resultados obtenidos a lo largo del trabajo presentado en los diferentes artículos que componen esta tesis por compendio de publicaciones.

Los capítulos 5 a 8 muestran los artículos que, de forma cronológica y en función de la metodología planteada, representan el trabajo de investigación llevado a cabo en torno a la aplicación de velocidades variables en procesos de rectificado.

El Capítulo 5 presenta la aplicación de la velocidad variable de pieza al proceso de rectificado sin centros en pasante, continuando el trabajo previo de Barrenetxea en el proceso de rectificado sin centros en penetración, pero analizando la especial configuración del modo de trabajo en pasante y la influencia directa de la variación en la fuerzas de rectificado generadas, rugosidad y el resto de limitaciones e inestabilidades propias del proceso.

En el Capítulo 6 y el Capítulo 7 se describe la metodología desarrollada para el análisis de estabilidad dinámica de los procesos de rectificado cilíndrico en *plongée* y *vaivén* respectivamente, mediante la utilización de la semidiscretización, con lo cual se consigue un análisis mucho más eficiente computacionalmente en relación a los análisis en el dominio del tiempo utilizados previamente.

En el Capítulo 8 se presenta la técnica de variación continua de la velocidad de avance como estrategia para la definición de ciclos de rectificado en penetración para los procesos en cilíndrico y en sin centros, comparando los resultados teórica y experimentalmente con ciclos convencionales con velocidades de avance constantes y escalonadas.

El Capítulo 9 muestra los desarrollos no publicados en artículos con los que se completan los objetivos propuestos, relacionados con la definición y validación de ciclos de rectificado donde se varían de manera continua y combinada los parámetros que gobiernan el proceso: la velocidad de avance, la velocidad de giro de pieza y la velocidad de giro de muela. En este apartado se realiza un análisis teórico-experimental mediante la utilización de un entorno de simulación y la aplicación práctica de los ciclos en comparación con ciclos convencionales equivalentes.

En el Capítulo 10 se muestran las conclusiones del trabajo y las posibles líneas de investigación futuras que surgen del mismo.

Capítulo 2

Objetivos, hipótesis y metodología

2.1 Objetivos

El objetivo principal de esta tesis doctoral es el desarrollo de estrategias de velocidad variable para la optimización del proceso de rectificado, de tal manera que se definan las variaciones idóneas de los principales parámetros que gobiernan el proceso (velocidad de giro de pieza, velocidad de avance y velocidad de giro de muela) para conseguir las tolerancias geométricas y superficiales requeridas en el menor tiempo posible, evitando las limitaciones e inestabilidades inherentes al proceso.

A partir de este objetivo general y teniendo en cuenta el análisis llevado a cabo del estado del arte, se plantean los siguientes objetivos concretos:

1. Obtener los parámetros óptimos de variación de velocidad de giro de pieza para la supresión de las inestabilidades dinámicas de los procesos de rectificado cilíndrico y sin centros en sus configuraciones en penetración o *plongée* y con movimiento transversal.
2. Desarrollar una metodología precisa y con un coste computacional reducido para el análisis de la estabilidad dinámica de los procesos de rectificado en los que sus parámetros son variables en el tiempo con el fin de obtener los valores óptimos de variación.
3. Desarrollar estrategias de variaciones continuas en el tiempo de las velocidades de avance, giro de pieza y giro de muela para la reducción de tiempos de los ciclos de rectificado y la mejora de la calidad final de la pieza en cuanto a los requisitos de calidad superficial, tolerancias dimensionales e integridad superficial, evitando a su vez las limitaciones e inestabilidades propias del proceso de rectificado.

Estos objetivos concretos conllevan los desarrollos de dos herramientas software asociadas:

1. Software de escritorio para la selección de parámetros óptimos de variación de velocidad de giro de pieza (o de giro de muela reguladora en el caso del rectificado sin centros) para evitar las inestabilidades dinámicas del proceso de rectificado, mediante la obtención de mapas de estabilidad donde se muestren las combinaciones idóneas de amplitud y frecuencia de variación.
2. Software de escritorio para el análisis y definición de los ciclos de rectificado en penetración, tanto para rectificado cilíndrico como para rectificado sin centros, en los que los parámetros principales del ciclo (velocidad de avance, velocidad de giro de pieza y velocidad de giro de muela) se varían de manera continua a lo largo de la duración del mismo.

Finalmente, todos estos desarrollos y análisis se ven representados en un software integrado en el CNC de máquina para la definición de ciclos de rectificado óptimos mediante la utilización de la variación continua de los parámetros de velocidad de giro de pieza, velocidad de giro de muela y velocidad de avance.

En la Figura 2.1 se presenta un esquema de los objetivos y desarrollos generales del proyecto.

Estos objetivos se pueden desglosar en otros más detallados, los cuales se enumeran a continuación:

1. Estudiar la influencia de los parámetros del proceso en el comportamiento del mismo.
2. Desarrollar modelos temporales dinámicos de los procesos de rectificado donde se incluyan las no linealidades del mismo y donde se implementen la aplicación de variación continua de las velocidades que gobiernan el proceso.
3. Analizar los métodos de análisis de estabilidad existentes para modelos con parámetros variables en el tiempo.
4. Desarrollar un método de análisis de estabilidad eficiente y con un coste computacional reducido para los modelos de rectificado con parámetros variables.
5. Estudiar de forma teórica y experimental la influencia de las variaciones en las velocidades de avance, giro de pieza y giro de muela en los parámetros del proceso de rectificado: fuerzas, calidad superficial, tolerancias dimensionales...
6. Seleccionar los valores óptimos de variación de los parámetros del proceso.
7. Diseñar ciclos de rectificado con variación continua de las velocidades que intervienen en el proceso de manera óptima.



Figura 2.1. Esquema de los objetivos generales del proyecto.

2.2 Hipótesis

A continuación se enumeran las hipótesis de partida para la realización de esta tesis doctoral, según lo obtenido del estudio del estado del arte.

Para el análisis de estabilidad dinámica (y geométrica en rectificado sin centros) con parámetros variables, se definen las siguientes hipótesis:

1. El estudio de los procesos de rectificado en penetración o *plongée*, tanto para cilíndrico como para sin centros, se considera plano en dos dimensiones según un plano perpendicular a los ejes de la muela rectificadora y la pieza.
2. La caracterización dinámica del sistema se realiza en el mismo plano considerado en la primera hipótesis. Para el rectificado cilíndrico se considera solamente la dirección normal de corte en el contacto entre muela rectificadora y pieza mientras que en el rectificado sin centros se analizan los tres puntos de contacto de la pieza con la muela rectificadora, la muela reguladora y la regla.
3. Para la caracterización dinámica del sistema se tienen en cuenta como máximo los seis modos principales de vibración.
4. No se tendrá en cuenta el efecto regenerativo producido por el *chatter* en la muela rectificadora, puesto que es al menos dos grados de magnitud menor que el producido en la pieza y las ondulaciones que se generan en la muela son fácilmente eliminadas mediante el proceso de diamantado.
5. Para el análisis de estabilidad dinámica se consideran los contactos de la pieza con la muela y los demás elementos puntuales.
6. En el análisis de estabilidad no se tienen en cuenta los desgastes de muela rectificadora ni de muela reguladora para el rectificado sin centros.
7. Se considera la flexibilidad residual para el análisis de la estabilidad, que incluye la flexibilidad aportada por los modos de vibración no considerados.
8. Todo el material de la pieza que interfiere con la muela de trabajo es eliminado.
9. Al ser el *chatter* un fenómeno regenerativo dependiente principalmente de la velocidad de giro de la pieza, es posible desarrollar modelos y estrategias de velocidad de giro de pieza variable que permitan eliminar este fenómeno.
10. La variación de la velocidad de giro de pieza se llevará a cabo según diferentes señales periódicas, cuyos parámetros serán la amplitud y la frecuencia.

Para el desarrollo de estrategias que definan los ciclos de rectificado óptimos, las hipótesis son:

1. Es posible diseñar estrategias óptimas de configuración de parámetros y ciclos de trabajo mediante la aplicación de variaciones sobre las velocidades que gobiernan el proceso, las cuales son: velocidad de giro de pieza, velocidad de giro de muela y velocidad de avance.
2. Es posible diseñar estrategias óptimas de configuración de parámetros y ciclos de trabajo teniendo en cuenta las siguientes limitaciones del proceso: dañado

térmico de pieza, potencia máxima de máquina, espesor de viruta máximo, rugosidad final de pieza, redondez final de pieza y tolerancia diametral de pieza.

3. La definición de los ciclos de rectificado se realizará para unas condiciones de diamantado fijas.
4. Las variaciones de velocidad se produce de forma continua a lo largo de la duración del ciclo de rectificado, sin interrupciones.
5. Mientras que en los procesos de rectificado en penetración se tendrán en cuenta la velocidad de avance de aproximación entre muela rectificadora y pieza, en los procesos de rectificado en vaivén o pasante la velocidad de avance se produce en dirección axial a la pieza.
6. No se tendrán en cuenta modelos de simulación del desgaste de muela. Aun así, se realizarán ensayos para observar la influencia de los parámetros variables en el comportamiento de la muela frente al desgaste.
7. La variación de la velocidad de avance en los ciclos de penetración se realizará desde un valor máximo inicial correspondiente al proceso de desbaste hasta un valor final mínimo correspondiente al proceso de acabado.
8. Las variaciones de los parámetros en máquina se realizarán sobre controles CNC Siemens mediante la utilización de instrucciones internas.

2.3 Metodología

A continuación se describe la metodología a seguir para alcanzar los objetivos planteados en el proyecto, esquematizados en la Figura 2.1. En primer lugar se realizarán los desarrollos relacionados con la obtención del software para la selección de los parámetros óptimos de variación para evitar las inestabilidades dinámica y geométrica. Posteriormente se llevarán a cabo los desarrollos relacionados con el software integrado en el CNC de máquina para la configuración automática de los ciclos de rectificado con parámetros variables.

2.3.1 Desarrollo del software para la selección de parámetros óptimos de variación para evitar las inestabilidades dinámica y geométrica

Para llegar al objetivo final de esta tarea, la metodología a seguir es la siguiente. En todos los pasos de dicha metodología se realizarán en primer lugar los desarrollos para los procesos de rectificado cilíndrico en penetración y en vaivén, para posteriormente extenderlos al rectificado sin centros en penetración y en pasante, con las particularidades que le confiere la especial geometría de estos procesos.

1. Desarrollo de un modelo teórico en el dominio del tiempo que muestre la evolución a lo largo del ciclo de rectificado del comportamiento dinámico del proceso.

Para ello se desarrollará un entorno de simulación en Matlab con el cual se podrá simular el modelo teórico. Este modelo deberá tener en cuenta los

diferentes datos de entrada necesarios para resolver la ecuación de movimiento en la que se basa el proceso. Estos parámetros son: los correspondientes a los modos de vibración del sistema (máquina-muela-pieza) y los correspondientes a la fuerza de rectificado generada.

Posteriormente se incluirá en el modelo la velocidad variable de giro de pieza.

Mediante este entorno de simulación se tendrá una herramienta inicial como base para el análisis de la estabilidad dinámica en procesos de rectificado con velocidades variables de giro de pieza.

2. Desarrollo de modelos teóricos de análisis de estabilidad con parámetros variables.

En este paso se realizarán los desarrollos necesarios para obtener los modelos de análisis de estabilidad planteados en el proyecto con los cuales se podrá analizar la estabilidad dinámica del proceso de rectificado. Posteriormente se incluirá en los modelos desarrollados la aplicación de velocidad variable de pieza, con lo que se podrá analizar su influencia en la estabilidad.

3. Realización de ensayos experimentales para la validación de los modelos desarrollados.

Se realizarán diferentes ensayos en máquina rectificadora para validar la precisión de cálculo de las inestabilidades del proceso.

Estos ensayos se llevarán a cabo utilizando diferentes condiciones de proceso, así como diferentes valores en los parámetros de variación de la velocidad de giro de pieza.

4. Comparativa entre modelos en el dominio del tiempo, modelos en el dominio de la frecuencia y modelos desarrollados.

Una vez se disponga de los modelos teóricos desarrollados y teniendo en cuenta los resultados experimentales, se llevará a cabo una comparativa entre las diferentes metodologías para el análisis de estabilidad.

En esta comparativa se tendrán en cuenta principalmente los aspectos correspondientes al coste computacional y a la precisión del cálculo de la estabilidad.

5. Desarrollo de un algoritmo para la obtención de los parámetros óptimos de variación de la velocidad de giro de pieza.

Basándose en los modelos desarrollados y validados, se desarrollará un algoritmo de cálculo de los parámetros de variación de velocidad con los que se consiga reducir al máximo las inestabilidades del proceso. Teniendo en cuenta que las variaciones que se van a incluir son periódicas en el tiempo, los parámetros óptimos que se van a obtener son la frecuencia y amplitud de la variación.

2.3.2 Desarrollo del software CNC para la generación de ciclos de rectificado con variación continua de los parámetros de proceso

Para llegar al objetivo final de esta segunda tarea, la metodología a seguir es la siguiente. Al igual que en la tarea 2.3.1, en primer lugar se realizarán los desarrollos para procesos de rectificado cilíndrico en penetración y vaivén, para posteriormente añadir las componentes geométricas propias del rectificado sin centros en *plongée* y pasante.

A continuación se enumeran los pasos a seguir en esta metodología:

1. Integración en el modelo de simulación temporal desarrollado en la tarea 2.3.1 de la posibilidad de variación de los parámetros de velocidad de avance, velocidad de giro de pieza y velocidad de giro de muela, en función de diferentes tipos de señales de variación: rampas, sinusoidales, logarítmicas...

Se aprovechará el modelo de simulación en el dominio del tiempo desarrollado previamente para incluir las variaciones comentadas.

2. Integración en el entorno de simulación disponible de los diferentes modelos necesarios para caracterizar las limitaciones del proceso que se quieren analizar.

En concreto se integrarán modelos para analizar la evolución de las fuerzas de rectificado, la potencia de rectificado, la energía específica del proceso, el espesor de viruta máximo, la rugosidad R_a , la redondez, el defecto de radio y los límites de dañado térmico, así como las componentes dinámicas desarrolladas en la tarea anterior.

Además, se desarrollará la integración de las velocidades variables en dichos modelos para analizar la influencia de los parámetros de variación en cada una de las limitaciones analizadas.

3. Selección de las estrategias de variación óptimas de los parámetros de proceso en función de las limitaciones integradas en el entorno de simulación.
4. Desarrollo de la programación CNC necesaria para la variación de los parámetros de proceso: velocidad de giro de pieza, velocidad de giro de muela y velocidad de avance.

Se realizará un programa pieza implementado en el CNC de máquina que actúe sobre los valores de los parámetros comentados a lo largo del tiempo. Teniendo en cuenta que este desarrollo está planteado para controles Siemens, se utilizarán las instrucciones disponibles en este tipo de controles para realizar las variaciones propuestas.

5. Validación experimental de las estrategias de variación óptimas utilizando el programa CNC.



Figura 2.2. Esquema de la metodología a seguir en el proyecto actual.

Capítulo 3

Estado del arte

El análisis del estado del arte se divide en los siguientes apartados, en función de los objetivos que se plantean en este proyecto:

- Análisis de la estabilidad dinámica en procesos de rectificado.
- Aplicación de técnicas de velocidad variable y métodos de análisis de la estabilidad dinámica cuando se aplican velocidades variables.
- Optimización de los ciclos de rectificado.

3.1 Análisis de la estabilidad dinámica en procesos de rectificado

Como se ha mencionado en el apartado anterior, las vibraciones son una de las problemáticas principales a evitar en los procesos de rectificado. Para llevar a cabo dicho objetivo es necesario disponer de un conocimiento en profundidad del comportamiento dinámico del proceso, y la mejor herramienta para conseguirlo es la modelización dinámica del mismo.

En primer lugar hay que realizar una diferenciación clara entre los dos tipos de vibraciones involucradas en los procesos de rectificado: las vibraciones forzadas y las vibraciones autoexcitadas, denominadas comúnmente *chatter*. Las principales causas para la aparición de las vibraciones forzadas son el desequilibrio y la excentricidad de la muela rectificadora [Ina01]. Existen igualmente otras fuentes de vibración externas, tales como las inducidas por dispositivos periféricos (hidráulicos, mecánicos...) de la máquina o las provenientes de otras máquinas (prensas, máquinas-herramienta) a través del suelo. Para este tipo de vibraciones la principal problemática reside en encontrar la fuente de vibración, fácilmente localizable a través de una medición de frecuencias de vibración, que suelen mantenerse constantes dentro de un rango determinado. Aun así, la mayor complejidad reside en la eliminación de dichas vibraciones en función de la fuente que las produzca.

Las vibraciones autoexcitadas o *chatter* en el rectificado se basan en el denominado efecto regenerativo, un concepto común a otros procesos de corte [Mer65]. Este fenómeno se basa en la variación de la profundidad de corte durante una revolución de pieza debido a la vibración relativa entre la muela rectificadora y la pieza en función de las componentes modales del sistema. El desfase entre la ondulación de la superficie de la pieza que produce la variación de la profundidad de corte en una revolución de pieza y la ondulación de la vibración relativa en la siguiente revolución de pieza hace el proceso inestable cuando se alcanza cierta condición.

En los procesos de rectificado de piezas de revolución el efecto regenerativo puede afectar tanto a la superficie de la pieza como a la superficie de la muela rectificadora, generando ondulaciones en ambas. Aun así, mientras que la amplitud de las ondulaciones en la pieza puede crecer rápidamente, en el caso de la muela rectificadora dicho crecimiento es más lento, debido principalmente a la mayor resistencia al desgaste de las muelas.

En cuanto a la modelización del comportamiento dinámico en el proceso de rectificado, Hahn [HaH54] fue el primero en estudiar el efecto regenerativo. Snoeys [Sno68, Sno69] desarrolla un sistema en lazo cerrado para el rectificado cilíndrico en penetración (Figura 3.1(a)), aplicado previamente a la modelización de otros procesos de corte [Mer65], pero teniendo en cuenta ciertas complicaciones inherentes al proceso de rectificado: el desgaste de la muela, que causa fluctuaciones en la profundidad de corte; la zona de contacto entre muela y pieza, cuya rigidez de contacto equivalente no puede ser despreciada del análisis; y la longitud de contacto, que puede provocar efectos de filtrado sobre las ondulaciones generadas sobre la

pieza. Incluye un efecto doble regenerativo de pieza y muela, y obtiene la ecuación característica del proceso y un criterio de estabilidad. Si se cumple la ecuación característica, que se obtiene de la función de transferencia definida como la relación entre la profundidad de corte instantánea y el avance instantáneo, el sistema se encuentra justo en el límite de estabilidad. Esto se puede apreciar en la representación gráfica del límite de estabilidad mediante el lugar de las raíces (Figura 3.1 (b)).

Se han llevado a cabo más investigaciones para obtener los límites de estabilidad del proceso o el grado de crecimiento del *chatter* en el dominio de la frecuencia, tanto para la fuente regenerativa de la muela rectificadora como de la pieza. [Bar69, Ina77, Sri82, Mat87, Wec90].

Bartalucci y Lisini [Bart69] plantean un trabajo similar al de Snoeys mediante un sistema en lazo cerrado con dos realimentaciones, uno para el efecto regenerativo en la pieza y otro en la muela. Desarrollan un sistema de ecuaciones diferenciales no lineales donde las no linealidades se deben al desgaste de la muela rectificadora y a la relación entre la fuerza de corte y el área de contacto entre la pieza y la muela. Posteriormente, Bartalucci y Lisini [Bart71] modelan el efecto regenerativo de la muela utilizando un diagrama de Nyquist para determinar el límite de estabilidad, concluyendo que el proceso es siempre inestable frente a este tipo de inestabilidad y que la amplitud del *chatter* crece lentamente de manera exponencial. Sus resultados experimentales sugieren que la variación de velocidad de la muela rectificadora causa interferencias en el efecto regenerativo, lo cual disminuye pero no elimina la amplitud del *chatter*.

Inasaki et al. [Ina77] investigan igualmente el límite de estabilidad y el crecimiento de la amplitud de *chatter* en el proceso de rectificado cilíndrico para la regeneración en pieza y en muela, basándose en el estudio de la ecuación característica en el dominio de la frecuencia y sus raíces. Dentro de la utilización de la ecuación característica y de la distribución de sus raíces en el plano *s*, Srinivasan [Sri78] presenta una nueva herramienta basada en el concepto de espectro de regeneración, el cual establece una simplificación en el análisis de estabilidad del proceso, considerado como un sistema lineal con un retardo en el tiempo. Posteriormente y basándose en los trabajos previos de Snoeys y Brown [Sno69] e Inasaki et al. [Ina77], Srinivasan aplica la técnica del espectro de regeneración al estudio del *chatter* regenerativo en pieza [Sri81] y del *chatter* regenerativo en muela [Sri82].

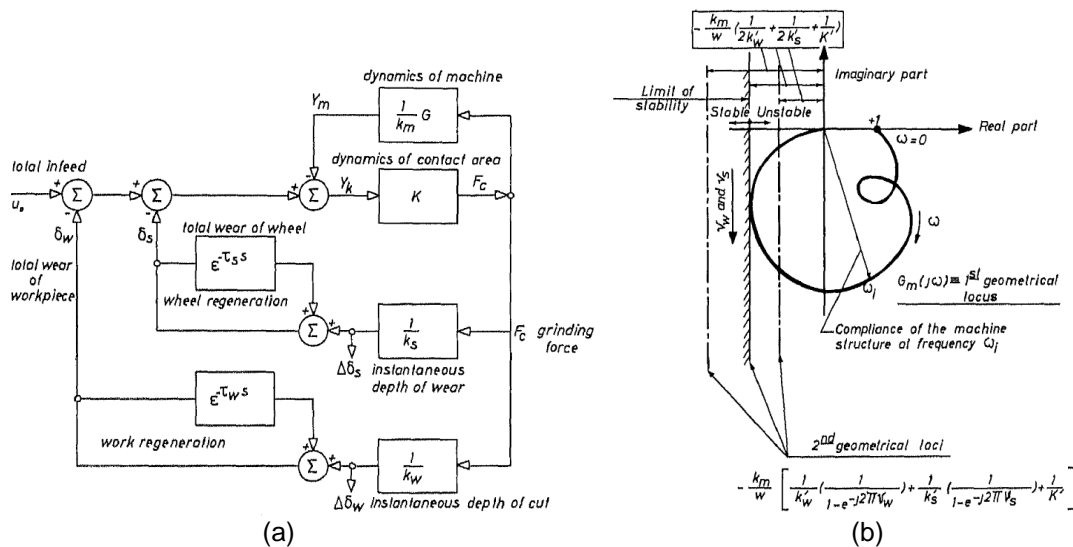


Figura 3.1. (a) Representación del sistema en lazo cerrado del proceso de rectificado cilíndrico en penetración; (b) determinación gráfica de la estabilidad [Sno69].

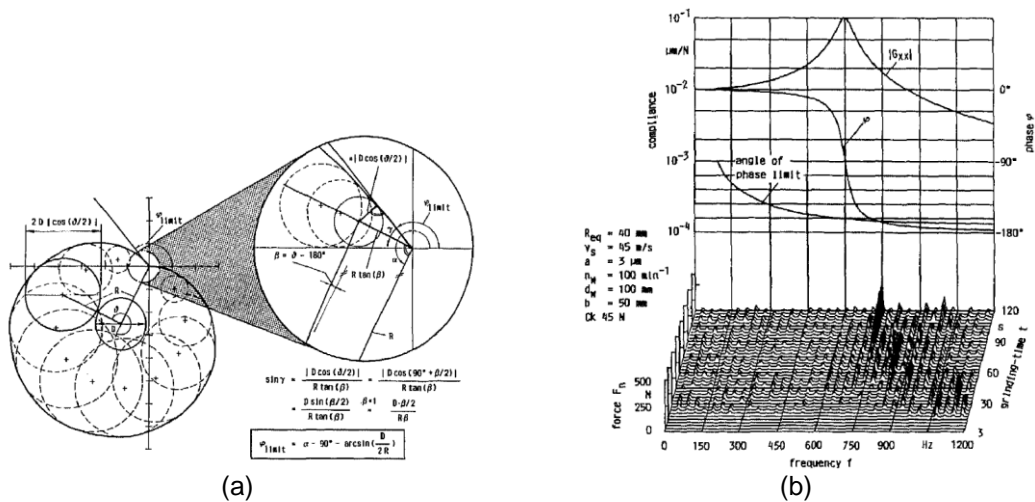


Figura 3.2. (a) Ángulos de fase límites para la regeneración en muela; (b) relación entre el ángulo de fase límite y la aparición del *chatter* regenerativo [Wec89].

Matsubara et al. [Mat86] presentan un sencillo trabajo sobre el *chatter* en el rectificado cilíndrico en penetración y su límite de estabilidad en función de los siguientes parámetros del proceso: la frecuencia, rigidez y amortiguamiento de la vibración del sistema, la rigidez de contacto entre la muela rectificadora y la pieza, las geometrías de pieza y muela, la velocidad de penetración y la energía del proceso, representando gráficas con la influencia de cada uno de ellos en la estabilidad. En 1987, Matsubara et al. [Mat87] verifican experimentalmente su modelo, concluyendo que la estabilidad aumenta con sistemas de elevado amortiguamiento y rigidez, elevados ratios de avance, elevadas frecuencias de vibración, muelas blandas o piezas de gran diámetro.

Por su parte, Weck y Alldieck [Wec89] presentan un análisis de estabilidad mediante el lugar de las raíces donde observan la gran influencia de la rigidez de corte en el *chatter*, concluyendo que tiene que haber una relación fija entre el ángulo de fase del desplazamiento de la máquina y la rigidez de corte para que aparezcan vibraciones regenerativas. Presentan el ángulo de fase límite (Figura 3.2) mediante el cual, conectado con la frecuencia de fase característica de la máquina, se puedan seleccionar condiciones de proceso que conlleven un comportamiento estable.

Cabe destacar el estudio realizado por Thompson a lo largo de diversos trabajos [Tho77, Tho86a, Tho86b, Tho92]. Thompson idea un modelo analítico basado en la acción de una fuerza normal armónica simple en el contacto del proceso de rectificado, obteniendo las soluciones del *chatter* regenerativo doble para los límites de estabilidad [Tho77] y el crecimiento del *chatter* [Tho86a, Tho86b]. Por último estudia la influencia de la rigidez de contacto considerando el efecto de filtrado de lóbulos en la pieza, que limita el crecimiento del *chatter* [Tho92].

Los siguientes trabajos se han enfocado en la simulación temporal dinámica del proceso, debido a que en el análisis en el dominio de la frecuencia se presentan las siguientes limitaciones: solo se pueden considerar fenómenos lineales y no se pueden obtener relaciones cuantitativas como, por ejemplo, el error de redondez final en la pieza.

En 1976 Inasaki [Ina76] es el primero en desarrollar un modelo en el dominio del tiempo en que se implementan y comparan experimentalmente unas estrategias de velocidad variable de pieza. Un modelo más completo sobre rectificado cilíndrico es el propuesto por El-Wardani [EW87], en el que consideran la máquina como un sistema

de varios grados de libertad. Su estudio se centra sobre todo en las fuentes principales de inestabilidades, como la regeneración en la muela o en la pieza, la mayoría de las cuales aparecen en la ecuación de movimiento del sistema; también estudian el comportamiento de esas inestabilidades frente al tiempo, así como el crecimiento del *chatter*. El modelo propuesto por Liao y Xiang [Lia91] para el rectificado cilíndrico de exteriores en *plongée*, resulta ser una adaptación del modelo de Inasaki y Yonetsu [Ina77] al dominio del tiempo. Con este modelo se consigue estudiar el *chatter*, tanto el de muela como el de pieza mediante simulaciones en el tiempo, lo cual permite observar todos los mecanismos involucrados en la aparición de este tipo de vibraciones, dado que estas evolucionan a lo largo del tiempo. El modelo tiene en cuenta los efectos de las vibraciones forzadas.

En 1997, Biera et al. [Bie97] desarrollan un modelo en el dominio del tiempo a partir de las ecuaciones de Snoeys [Sno69] (Figura 3.3), donde la estrategia empleada consiste en separar cada uno de los efectos que intervienen, modelándolos por separado, de manera que se pueda individualizar la influencia de cada uno de ellos en los resultados finales.

El modelo considera el efecto de una rectificadora con varios modos de vibración e incluye efectos no lineales en el proceso, como la introducción de diferentes velocidades de avance y el matado de chispa en la simulación temporal o el efecto de la interferencia entre vueltas sucesivas de la pieza (Figura 3.4), con lo que supone un importante avance sobre trabajos anteriores. Concluye que el efecto de interferencia puede reducir el crecimiento de *chatter* y lo expone como explicación a los procesos considerados inestables en el análisis en el dominio de la frecuencia en los que se consiguen resultados aceptables en la práctica.

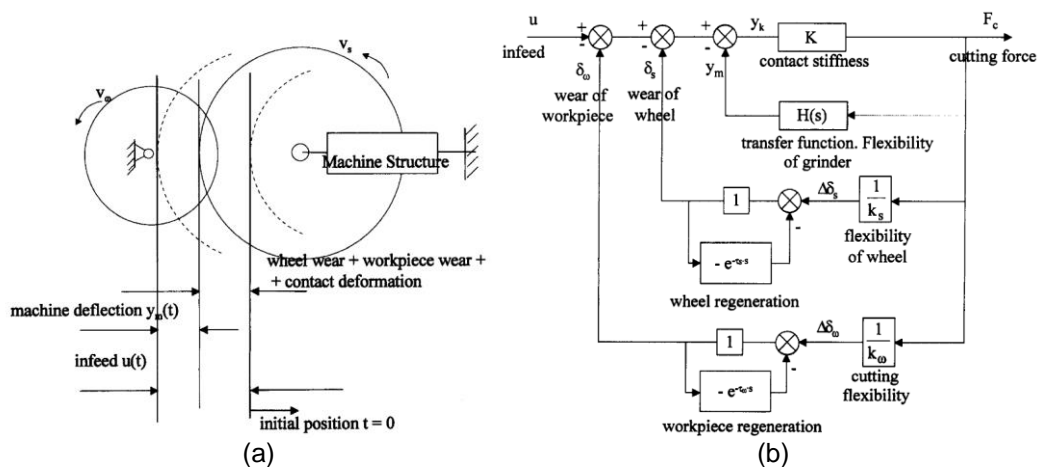


Figura 3.3. (a) Desplazamientos de la ecuación del proceso de rectificado sin centros; (b) diagrama de bloques del modelo de rectificado [Bie97].

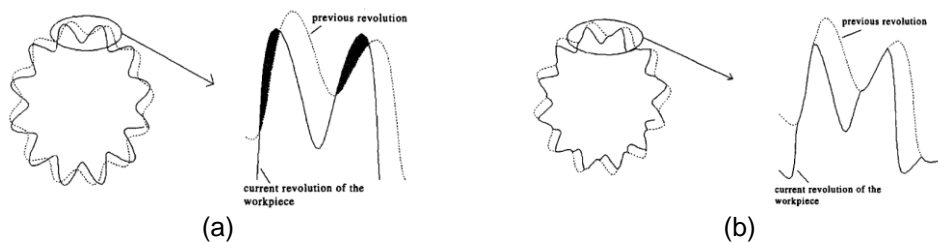


Figura 3.4. Sucesivas revoluciones de pieza en el modelo: (a) sin interferencias; (b) con interferencias [Bie97].

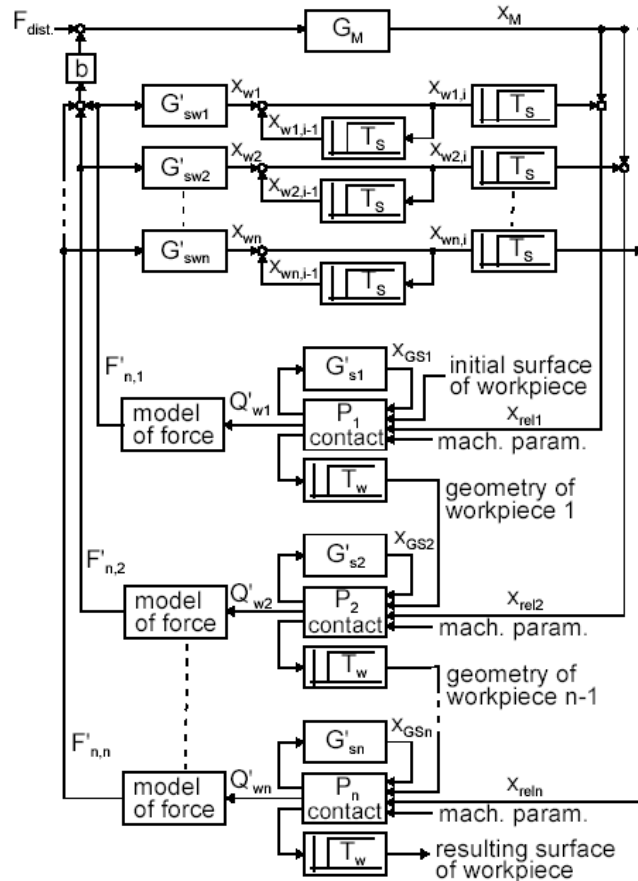


Figura 3.5. Diagrama de bloques del modelo dinámico para el rectificado cilíndrico [Alt04].

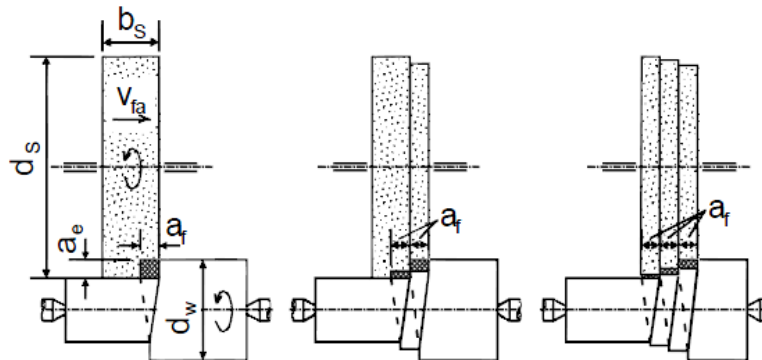


Figura 3.6. Desgaste por pasos de la muela rectificadora en el rectificado cilíndrico en vaivén [Alt04].

En el 2004, Altintas y Weck [Alt04] presentan un *keynote* sobre en análisis del *chatter* en los proceso de mecanizado y rectificado. Así como el estudio de Inasaki y Karpuschewski [Ina01] se centra en el análisis de estabilidad del proceso de rectificado, Altintas y Weck se centran en los modelos de simulación en el dominio del tiempo para las configuraciones del rectificado cilíndrico en penetración y en vaivén. Como ejemplo de simulación temporal muestran un modelo de vaivén descrito como varios procesos de penetración en paralelo (Figura 3.5), teniendo en cuenta el desgaste por pasos de la muela y la influencia del desgaste de un paso en el paso siguiente (Figura 3.6), presentado previamente por Weck et al. [Wec01].

En 2006 Hannig [Han06] presenta un método ya descrito anteriormente por Altintas y Weck [Alt04] con el que se puede determinar si el proceso es estable o inestable, pudiéndose diferenciar de forma clara si el efecto de regeneración de *chatter* se produce en la muela o en la pieza. El método se basa en la representación del ángulo de fase de la función de transferencia y las curvas de ángulo de fase limitantes para las diferentes condiciones de trabajo, como se muestra en la Figura 3.7. Es un método deducido a partir del criterio de Nyquist y, aunque parece relativamente útil y sencillo para determinar la existencia y el tipo de inestabilidad, la caracterización de la regeneración geométrica y los fenómenos de contacto no parecen sencillos de implementar en este método.

Li y Shin presentan primero para el proceso de rectificado cilíndrico en penetración [Li06] y posteriormente para el proceso de rectificado sin centros en penetración [Li07] un modelo dinámico en el dominio del tiempo enfocado en la predicción de los límites de *chatter* y las tasas de crecimiento. Es un modelo muy completo que incluye la influencia de la fuerza de rectificado no lineal distribuida en la longitud de contacto, la interacción geométrica entre los perfiles de pieza y muela, varios grados de libertad para la dinámica estructural, etc. Con este modelo son capaces de predecir características como las fuerzas de rectificado, vibraciones y tasas de crecimiento (Figura 3.8), perfiles de pieza, regiones de *chatter*, etc.

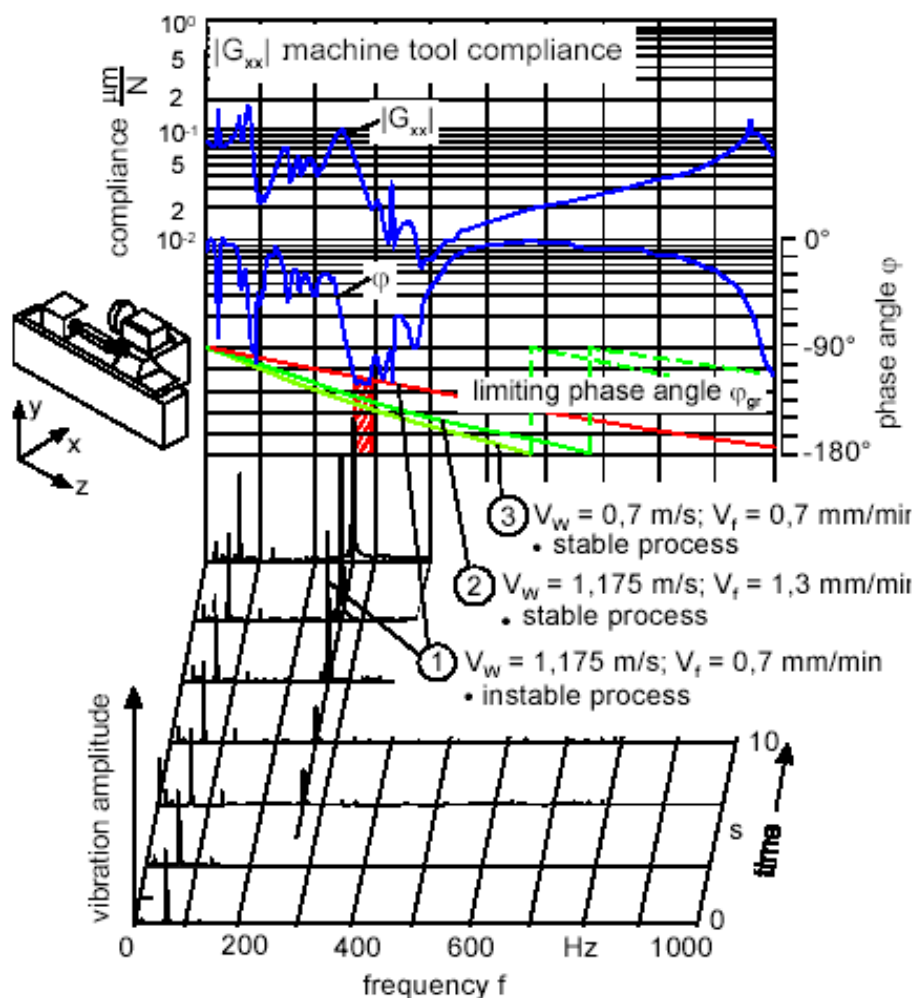


Figura 3.7. Representación del ángulo de fase de la función de transferencia en el análisis de estabilidad dinámica [Han06].

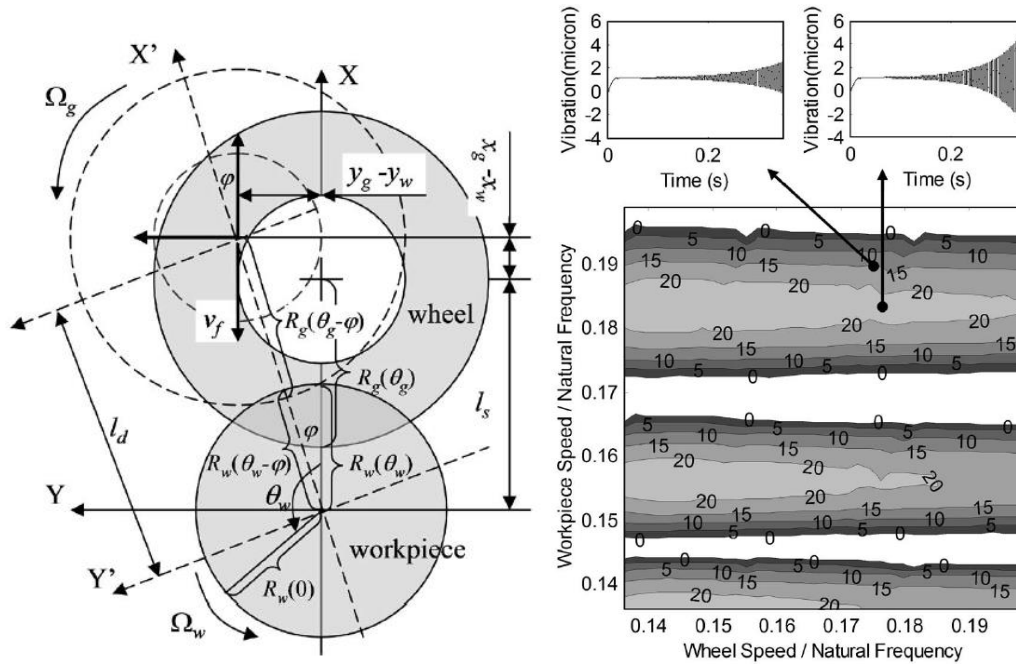


Figura 3.8. Modelo cinemático del proceso de rectificado cilíndrico y resultados de vibración y tasa de crecimiento en pieza [Li06].

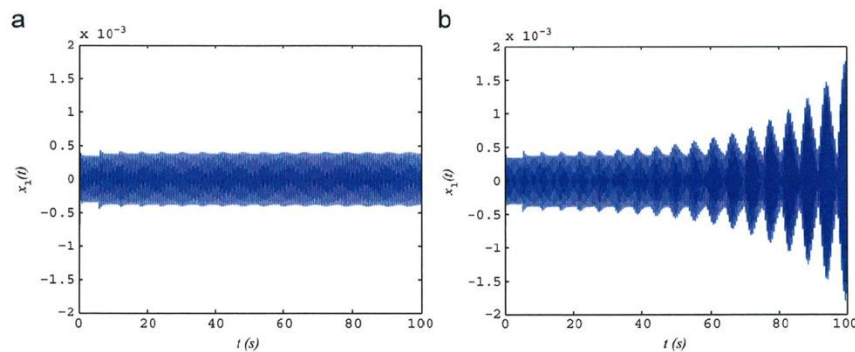


Figura 3.9. Evolución temporal en condiciones: (a) estables; (b) inestables [Liu07].

En el 2007, Liu y Payre [Liu07] desarrollan un algoritmo para el análisis de estabilidad del proceso de rectificado cilíndrico en penetración para un sistema dinámico con dos retardos de tiempo. Muestran por una parte simulaciones en el dominio del tiempo mediante una integración numérica de las ecuaciones del sistema utilizando el método de Runge-Kutta de orden 4 para ilustrar los comportamientos estables e inestables del sistema (Figura 3.9), y por otra parte un método numérico para el análisis de estabilidad mediante el cálculo de los autovalores del sistema (Figura 3.10).

Los últimos trabajos en el análisis de estabilidad del rectificado cilíndrico están enfocados a su configuración en vaivén. Como se ha comentado previamente en el trabajo de Altintas y Weck [Alt04], el análisis del fenómeno de *chatter* es más complicado en esta configuración debido a las diferentes condiciones de contacto y desgaste que se establecen a lo largo del ancho de muela. Distribuciones de material asimétricas pueden conducir a la aparición de desplazamientos indeseados, especialmente a altas velocidades de giro de pieza. Existen numerosas investigaciones para este análisis dinámico [Shi78, Fro86, Wec01, Rud11, Chu11, Yan12, Seo13].

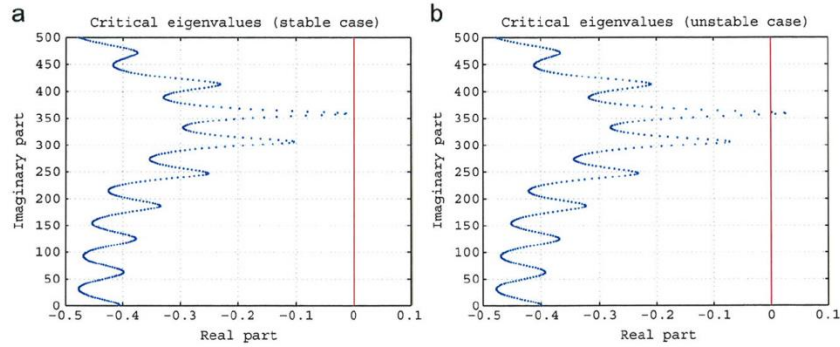


Figura 3.10. Localización de autovalores en condiciones: (a) estables; (b) inestables [Liu07].

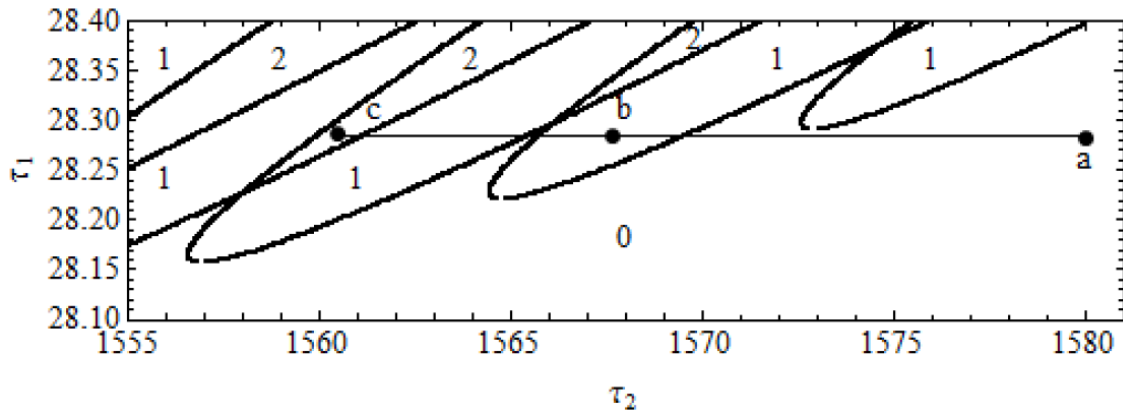


Figura 3.11. Límites de estabilidad en función de los autovalores obtenidos [Yan12].

En los últimos trabajos, Yan y Xu [Yan12, Yan14] calculan la estabilidad en vaivén mediante un análisis numérico para analizar los dos retrasos temporales de muela y pieza, y posteriormente verifica los cálculos con simulaciones numéricas. Para el análisis de estabilidad se basa en el cálculo de los autovalores obtenidos a partir de la proyección de Galerkin, de tal forma que se obtienen zonas estables cuando los números de pares de autovalores con parte real positiva son cero (Figura 3.11).

Seok et al. [Seo13] realizan un trabajo matemático muy completo en cuanto al análisis de la estabilidad y la bifurcación para investigar el comportamiento de *chatter* no lineal en el proceso de rectificado cilíndrico en vaivén. En primer lugar evalúan los límites de estabilidad del sistema mediante un análisis de autovalores del sistema linealizado para evitar las dificultades de obtención de los límites de estabilidad de un sistema con retardos con una naturaleza de infinitas dimensiones. Posteriormente realizan el análisis de bifurcaciones mediante los métodos de escalas múltiples y equilibrio armónico, obteniendo diagramas con los que examinar el comportamiento del proceso frente a *chatter*.

Refiriéndonos al rectificado sin centros en particular, este proceso se caracteriza por la aparición de inestabilidades geométricas que afectan a la redondez final de la pieza en forma de generación de lóbulos, al igual que hacen las inestabilidades dinámicas [Gal07]. En la tesis de Marquinez [Mar08] se presenta un estudio en profundidad de las inestabilidades geométricas en el rectificado sin centros en sus dos configuraciones, penetración y pasante.

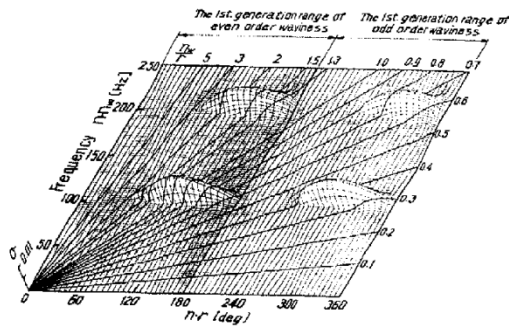


Fig. 7. Three-dimensional representation of characteristic root distribution.

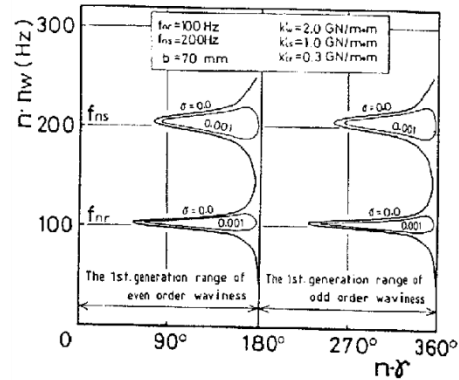


Fig. 8. Rounding effect criterion diagram - constant σ loci.

Figura 3.12. Mapas de estabilidad en el rectificado sin centros [Miy82].

Centrándonos en el estudio dinámico del rectificado sin centros, Gurney [Gur64] fue el primero en considerar las inestabilidades dinámicas o *chatter* en el proceso, desarrollando unos gráficos que representan los límites de estabilidad. En 1982, Miyashita, Hashimoto y Kanai [Miy82] analizan la ecuación característica del proceso de rectificado sin centros sobre un nuevo modelo dinámico en cuyo diagrama de bloques incluyen el efecto de la interferencia geométrica adimensional, la rigidez de contacto pieza-muelas y los efectos regenerativos en pieza. Justifican la importancia de considerar el efecto de las rigideces y longitudes de contacto en el proceso real, aunque finalmente en la resolución del modelo se desprecia el efecto de las últimas. Se presentan valores experimentales de dichos parámetros y aunque se observa que las rigideces de contacto son bastante inferiores a las rigideces de máquina consideran que no son factores despreciables. Estos autores resuelven el problema en el dominio de Laplace mediante el método de representación gráfica del lugar de las raíces. Obtienen una serie de mapas de estabilidad en los cuales se indica el índice de inestabilidad o velocidad de crecimiento del error para determinadas combinaciones de configuración geométrica y velocidad de giro de pieza (Figura 3.12).

En 1990 Bueno et al. [Bue90] analizaron las variables que intervienen en la generación de *chatter* en el rectificado sin centros en *plongée*, obteniendo curvas límite de estabilidad, sobre las que estudiaron la influencia en el proceso de parámetros tales como el amortiguamiento y la flexibilidad residual, un parámetro fundamental para la correcta caracterización dinámica del proceso.

A continuación de Bueno, destaca sin lugar a dudas el trabajo realizado por Nieto en 1996 [Nie96] a lo largo de su tesis doctoral. En primer lugar desarrolla un modelo dinámico lineal representativo del rectificado sin centros en penetración, que permite la consideración de las características geométricas del proceso y dinámicas de la máquina, representada por sus modos principales de vibración, teniéndose en cuenta los movimientos relativos de todos los elementos de la máquina que entran en contacto con la pieza.

Finalmente, y sin lugar a dudas destacando sobre todo lo realizado hasta el momento, está su modelo lineal tridimensional del proceso para pasante en el dominio de la frecuencia, que permite analizar el comportamiento dinámico en esta forma de trabajo, y que es el único desarrollado hasta la fecha. Este modelo se basa en la formulación utilizada en el modelo plano, al que le añade la variación geométrica producida en el proceso debido al avance de las piezas a lo largo del espacio entre muelas.

Hashimoto et al. [Has00] hacen un resumen de sus trabajos de los últimos años en el que describen el método gráfico de resolución de la ecuación característica utilizado

en su día y profundizan en el filtrado de lóbulos debido a la longitud de contacto o contacto no puntual entre muelas y pieza. Presentan una expresión para el filtrado por contacto en función de la longitud de contacto y el diámetro de la pieza. Demuestran que este factor es uno de los más significativos a la hora de estabilizar el proceso y su dependencia con el diámetro de pieza, razón por la que se consiguen mejores resultados con menores diámetros.

Cabe destacar el trabajo desarrollado por el grupo de investigación Mondragon Unibertsitatea, IK4-Ideko y Estarta en el análisis de las inestabilidades geométricas, dinámicas y de arrastre, representado por 3 tesis doctorales de Marquinez [Mar08], Barrenetxea [Bar12b] y Madariaga [Mad09], que ha dado lugar a numerosas publicaciones en los últimos años y ha servido como base y referencia de las investigaciones planteadas en esta tesis. En el estudio presentado por Gallego [Gal07] se muestra un resumen del trabajo realizado en el campo de las inestabilidades del rectificado sin centros, mediante mapas de estabilidad desarrollados para cada caso (Figura 3.13).

El trabajo de Barrenetxea [Bar12b] se basa en el análisis de las inestabilidades dinámicas o *chatter* y de la aplicación de la velocidad variable de pieza para su supresión por una parte [Bar09], y de la optimización del proceso global de rectificado sin centros por otra parte [Bar10, Bar12a]. A partir de estos estudios se observa la necesidad de: i) disponer de una herramienta de análisis de la estabilidad del proceso cuando se aplican velocidades variables; ii) la posibilidad de generar ciclos de rectificado óptimos en cuanto a productividad y/o calidad final de pieza a partir de la variación continua de las velocidades que gobiernan el proceso: velocidad de avance, velocidad de giro de pieza y velocidad de giro de muela rectificadora.

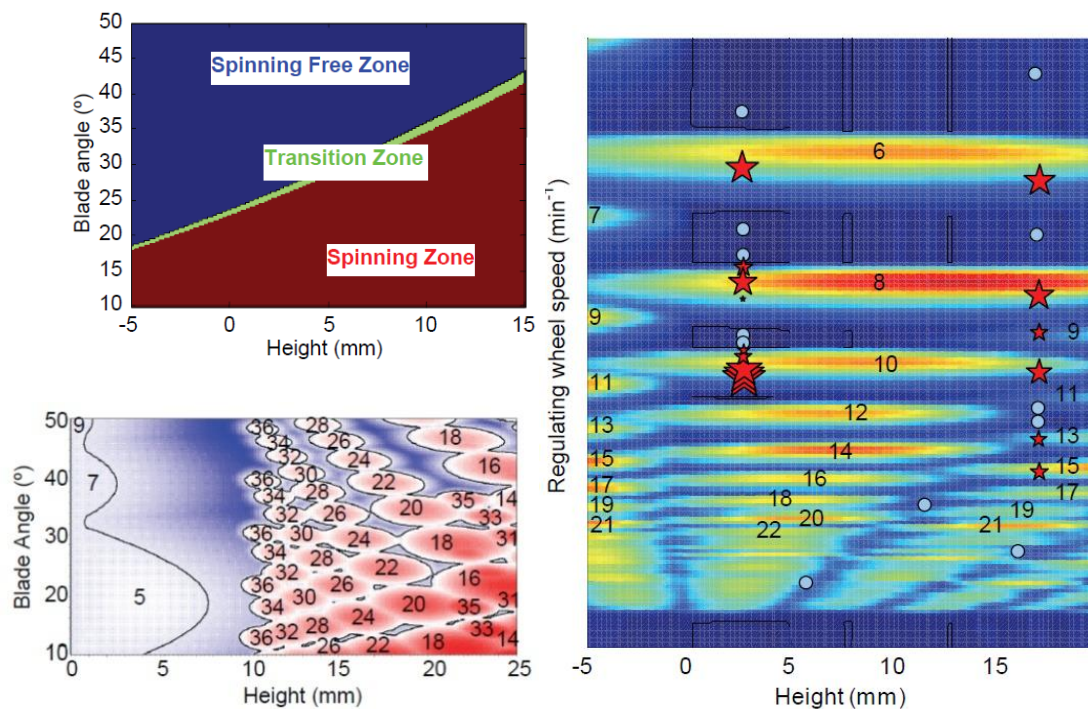


Figura 3.13. Mapas de estabilidad de arrastre, geométrica y dinámica para el proceso de rectificado sin centros en penetración [Gal07].

3.2 Aplicación de técnicas de velocidad variable en los procesos de rectificado. Análisis de estabilidad con parámetros variables

La velocidad de giro variable de pieza y/o muela como técnica de eliminación del *chatter* en los procesos de rectificado se ha analizado y aplicado a lo largo de las últimas décadas [Ina01]. En general, en el estado del arte se encuentran trabajos experimentales al respecto y son pocos los modelos de simulación o análisis de estabilidad desarrollados hasta la fecha en el ámbito del proceso de rectificado.

Los primeros trabajos de aplicación de velocidad variable en rectificado se basaron en resultados experimentales sobre la variación de la velocidad de la muela rectificadora. En 1971, Bartalucci et al. [Bar71] demostraron que con variaciones del 10% de la velocidad la amplitud del *chatter* disminuía. La frecuencia de la variación influía también en la amplitud. Igualmente, Cegrell [Ceg73] concluye que mediante la aplicación de velocidad de muela variable se puede aumentar la cantidad de material eliminado entre un 25 y un 50 %. Kounusu [Kou75] concluye que se mejora la rugosidad en pieza y la vida de muela mediante la aplicación de velocidad variable de la muela rectificadora.

En 1976 Inasaki [Ina76] es el primero en desarrollar un modelo en el dominio del tiempo en que se implementan y comparan experimentalmente unas estrategias de velocidad variable de pieza. Utiliza una aproximación al dominio del tiempo mediante un método en z, cuyas soluciones se dan como series temporales representando instantes de tiempo igualmente espaciados. Con una variación de velocidad sinusoidal, concluye teórica y experimentalmente que la estabilidad se mejora para valores altos de amplitud y de frecuencia de la variación.

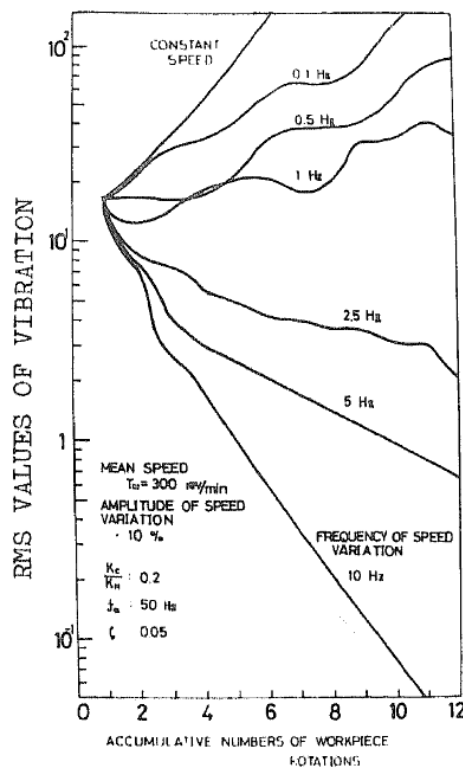


Figura 3.14. Resultados del cálculo numérico de variación de la velocidad de pieza por medio del método en base z [Ina76].

Posteriormente, se realizaron estudios experimentales de variación de velocidad de pieza en rectificado cilíndrico por Takayanagi et al. [Tak78] y en rectificado sin centros por Tiliguzov [Til82]. Ambos concluyen que la aplicación mejora los resultados dimensionales de la pieza.

En 1999, Knapp [Kna99] presenta sus estudios experimentales al respecto de la variación sinusoidal de velocidad de giro de pieza en el rectificado cilíndrico, consiguiendo mejoras en la redondez de hasta un 65 % y aumentos de tasa de arranque de hasta un 33 %.

Mannan [Man99] basándose en el modelo en el dominio de la frecuencia de Entwistle [Ent97], en el que por primera vez se tiene en cuenta el posible efecto de vibraciones de torsión de la pieza o muela rectificadora en el rectificado cilíndrico, desarrolla un modelo en el dominio del tiempo que también permita tener en cuenta no linealidades, como por ejemplo la pérdida de contacto entre muela y pieza. Se supone que las fuerzas tangenciales variables que se generan hacen variar la velocidad tangencial de muela o pieza por el efecto de torsión y esto hace más difícil la regeneración de *chatter* (en este caso solo se estudia el *chatter* en la muela). Para resolver las ecuaciones se utiliza una aproximación de Runge Kutta de cuarto orden.

Drew [Dre99] se basa en el modelo de Entwistle según el cual es significativo el efecto de la vibración torsional en la generación de *chatter* y concluye que controlando las características torsionales es posible eliminarlo. Hace énfasis en que el planteamiento de velocidad de muela y pieza variables hacen necesario el replanteamiento de la ecuación de potencia o fuerza de Malkin [Mal89].

De nuevo Mannan [Man00] parte del trabajo anterior de Drew, en el que se miden la potencia específica (o rigidez de corte) en condiciones de velocidad variable de pieza y donde se concluye que esta es menor que en condiciones de velocidad constante, lo que hace pensar que la aparición de *chatter* será más difícil en este caso. Relaciona este fenómeno con el hecho de que en los modelos de torsión los resultados son mejores debidos a la variación de velocidad que se produce en la pieza (cuando la rigidez a torsión no es elevada), para afirmar que una estrategia de velocidad variable producirá mejores resultados también. Completa el modelo de Drew añadiendo ambos modos de torsión y el de flexión además de la no linealidad de contacto. Hace simulaciones en el dominio del tiempo incluyendo el modo de torsión y su efecto en el *chatter* en la muela y además diferencia el rectificado en concordancia (sin *chatter*) y en oposición (aparece *chatter*).

Posteriormente Drew [Dre01] describe los ensayos realizados para medir la variación de fuerza causada por una velocidad de giro de pieza variable (oscilante) asumiendo un espesor de viruta constante. Se demuestra que la fuerza cambia cuando se utiliza velocidad de giro de pieza variable y que esta técnica puede utilizarse para reducir el *chatter*. En estos ensayos se varía únicamente la amplitud, manteniendo una frecuencia o periodo determinado basándose en diversas consideraciones interesantes a tener en cuenta. Se demuestra que la ecuación de potencia de Chiu y Malkin de 1993 [Chiu93] es adecuada para aplicarla en condiciones de velocidad variable. La dificultad está en determinar en cada instante el espesor de viruta y, aunque se intenta hacerlo experimentalmente los resultados no son satisfactorios. Sin embargo obtienen una relación de la diferencia de la potencia en el caso de velocidad variable y constante a través de simulación en el tiempo (modelo que parte del de Entwistle y mejora el de Mannan).

Queshi [Que02] también demuestra que la ecuación de potencia de Chiu y Malkin [Chiu93] es adecuada para aplicarla en condiciones de velocidad variable. Utiliza una

muela rectificadora desequilibrada para generar una fuerza variable y medir la variación de espesor de viruta. Los resultados de potencia específica son similares a los de Drew.

Finalmente Hesterman [Hes03] se centra en la influencia del efecto torsional de las fuerzas variables sobre el cabezal pieza y su influencia en la generación de *chatter*. Realiza un estudio experimental en el que se oscila la velocidad de giro de la pieza, variando así también las fuerzas generadas. Este comportamiento le hace pensar en la posible utilización de controles activos de velocidad variable frente a *chatter*, sobre los que se hace un estudio concluyendo que no son viables.

Destaca posteriormente el trabajo realizado por Barrenetxea et al. [Bar09] sobre la influencia de la aplicación de la velocidad de giro de pieza en la estabilidad dinámica del proceso de rectificado sin centros en penetración. Desarrollan un modelo de simulación temporal dinámico del proceso en el que incluyen la posibilidad de añadir la velocidad variable de pieza siguiendo diferentes señales: triangular, rectangular o sinusoidal. Elaboran unos mapas de estabilidad en función de las combinaciones de amplitud y frecuencia de la variación, a partir de los cuales se puede seleccionar la combinación óptima para la máxima reducción del *chatter* (Figura 3.15). Estas combinaciones se corresponden con amplitudes elevadas y frecuencias bajas, para variaciones de tipo sinusoidal.

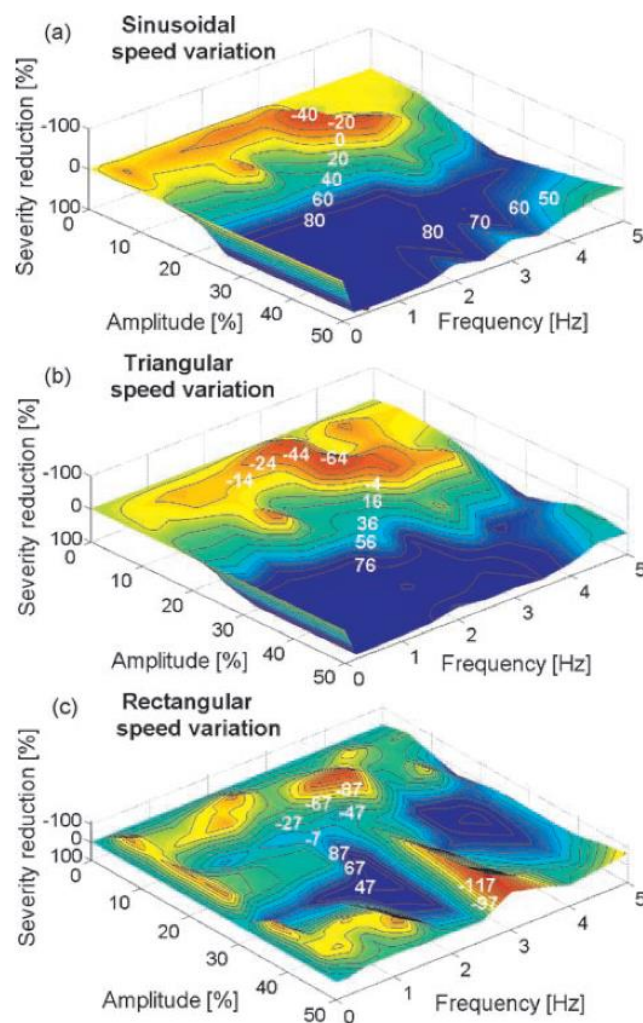


Figura 3.15. Mapas de reducción de la severidad del *chatter* para diferentes señales de variación de la velocidad de giro de pieza [Bar09].

El último trabajo sobre la aplicación de la velocidad variable de pieza en el proceso de rectificado es de Yan y Xu [Yan13], quienes proponen un modelo dinámico del rectificado cilíndrico en penetración (Figura 3.16), donde la estabilidad es obtenida numéricamente mediante un algoritmo de continuación con el cual se muestran las zonas libres de *chatter*. La estabilidad es estudiada a través del análisis de los autovalores en el punto de equilibrio mediante una iteración de Newton-Raphson y los límites se obtienen por el algoritmo de continuación.

Analizando los trabajos previos se observa que el estudio de la aplicación de la velocidad variable en el proceso de rectificado se ha realizado mayoritariamente en el dominio del tiempo, con el coste computacional que supone. Sin embargo, en otros procesos de mecanizado como el torneado o el fresado se han realizado diferentes aproximaciones al análisis de este fenómeno [Ina74, Sex78, Alt92, Tsa93, Sas02, Ins03, Ins04, Zat08].

De entre ellos destaca el trabajo de Insperger, que utiliza el denominado método de semi-discretización para la obtención de la estabilidad con parámetros variables tanto para fresado [Ins03] como para torneado [Ins04]. Además de la robustez del método para ecuaciones diferenciales con retardo, una de las características más interesantes de este método es la posibilidad de analizar la estabilidad del proceso cuando se incluyen velocidades variables.

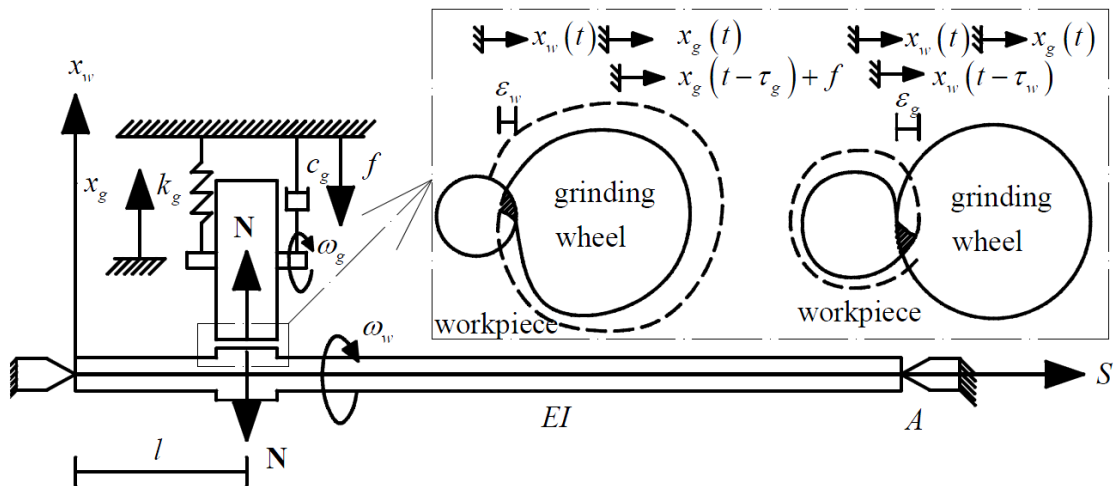


Figura 3.16. Esquema del modelo dinámico de rectificado cilíndrico en penetración [Yan13].

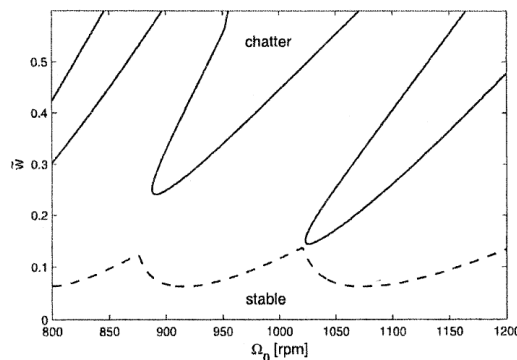


Figura 3.17. Límites de estabilidad en torneado para velocidad variable (línea continua) o velocidad constante (línea discontinua) obtenidos mediante semi-discretización [Ins04].

3.3 Optimización de los ciclos de rectificado

Las técnicas de variación de velocidad suponen potencialmente una gran oportunidad para optimizar los ciclos de rectificado. Centrándonos en los ciclos de rectificado en configuraciones de *plongée* o penetración, el arranque de material se produce por el acercamiento de la muela rectificadora a la pieza siguiendo ciertas velocidades de avance constantes comandadas a través de un número diferente de etapas, normalmente denominadas: desbaste, afino, acabado y chispeo. Dichas velocidades comienzan desde un valor superior al principio del ciclo (desbaste) para arrancar la mayor cantidad de material posible, hasta un valor final mínimo (acabado) para conseguir las tolerancias superficiales y dimensionales requeridas en el proceso. Por último se aplica un tiempo a velocidad de avance nula, denominado tiempo de chispeo, con el objetivo principal de conseguir la tolerancia dimensional durante la recuperación del sistema y mejorar el acabado superficial de la pieza.

Otro aspecto a definir en la configuración de los ciclos de rectificado es la cantidad de material a eliminar en cada una de las etapas comentadas del ciclo, para finalmente eliminar el sobrematerial máximo especificado. Mediante la combinación de las velocidades de avance y cantidades de material a eliminar se define el ciclo de rectificado, que normalmente tiene que cumplir un determinado tiempo de ciclo.

En la actualidad la definición de estos ciclos se realiza por los expertos operarios basándose en sus conocimientos previos y experiencia adquirida. En función del tiempo de ciclo, de los requisitos superficiales y dimensionales y de la denominada Q'_w máxima (cantidad de material eliminado por unidad de tiempo y por unidad de longitud de rectificado), se definen los avances y pasadas de cada etapa, de tal forma que se eviten todas las limitaciones e inestabilidades del proceso, tales como la aparición de daño térmico, la aparición de vibraciones o *chatter*, la limitación de potencia del cabezal de muela rectificadora, el desgaste de la muela, etc.

Esta problemática en la definición del ciclo de rectificado ha conducido a la realización de numerosos estudios de investigación a lo largo de las últimas décadas. En general se han producido dos tendencias en estas investigaciones: las enfocadas al estudio teórico-empírico del proceso basándose en modelos de simulación para la selección óptima de los parámetros del proceso, y las enfocadas a la aplicación de técnicas de control del proceso para realizar variaciones en los parámetros en función de restricciones impuestas, el control adaptativo.

En relación al primer enfoque, el trabajo más destacado es el llevado a cabo a lo largo de varios años por Stephen Malkin, recopilado en [Mal89]. En 1980, Malkin y Koren presentaron un programa para la optimización *offline* del proceso de rectificado en penetración para aceros, basado en la estrategia diseñada para optimizar los parámetros de rectificado y diamantado para una tasa de arranque de material máxima, sujeta a las restricciones de rugosidad final y quemado en la pieza. Para ello es necesaria la medición periódica de la potencia de rectificado y la rugosidad obtenida. En este trabajo presentaron por un lado un modelo de potencia específica dividido en las tres componentes de formación de viruta, aplastamiento y deslizamiento. Como limitación del daño térmico utilizaron el modelo de potencia límite de quemado desarrollado previamente [Mal78], por encima de la cual ocurre el daño térmico. En cuanto a la limitación de la tasa de arranque y las condiciones de diamantado en función de la rugosidad, utilizaron las expresiones de Snoeys [Sno74] y sus estudios previos [Mal77].

Igualmente en 1980, Peters y Aerens [Pet80] desarrollaron un método para minimizar el tiempo de rectificado de una serie de piezas rectificadas sucesivamente sin diamantado intermedio de la muela rectificadora, mediante ciclos de 3 etapas (desbaste, acabado y chispeo) donde se tienen en cuenta las restricciones de tolerancia dimensional y rugosidad de la pieza. Utilizaron modelos de fuerzas de [Sno74] que relacionan las fuerzas con el espesor de viruta equivalente. Como limitación a la vida de muela propusieron el *chatter* en muela. Asimismo, introdujeron la limitación de la rugosidad de pieza y de la diferencia de temperatura entre la primera pieza y la última debido al desgaste de la muela, que afecta a las fuerzas de rectificado. Al igual que otros trabajos posteriores, para la optimización del ciclo propusieron el cálculo de la velocidad de avance en desbaste en primer lugar, para posteriormente definir un bucle de diseño del resto de parámetros del ciclo.

Ese mismo año, en 1980 Saljé et al. [Sal80] presentaron un *keynote* de algoritmos de optimización en procesos de rectificado para minimizar tanto el tiempo de ciclo como los costes del mismo.

Tal como se ha visto en [Pet80], numerosos estudios se ha centrado en la definición de la velocidad de avance máxima en función de diferentes limitaciones. De esta forma, Xiao et al. [Xia93] ampliaron la optimización, determinando las condiciones de rectificado óptimas con las restricciones de daño térmico, desgaste de muela, error de redondez, rugosidad y tolerancia dimensional. En los trabajos previos la optimización de reducción de tiempo de ciclo se había realizado aumentando la velocidad de avance (o tasa de arranque) hasta que se alcanzaba una limitación, dependiendo de la cual se cambiaban las condiciones de diamantado, hasta que todas las limitaciones estaban al límite [Mal89]. En [Xia93] introducen nuevos conceptos de optimización basándose en un análisis de monotonía y a linealización local. Además, el sistema se actualiza en función de las mediciones obtenidas de un proceso previo para proponer un proceso más ajustado.

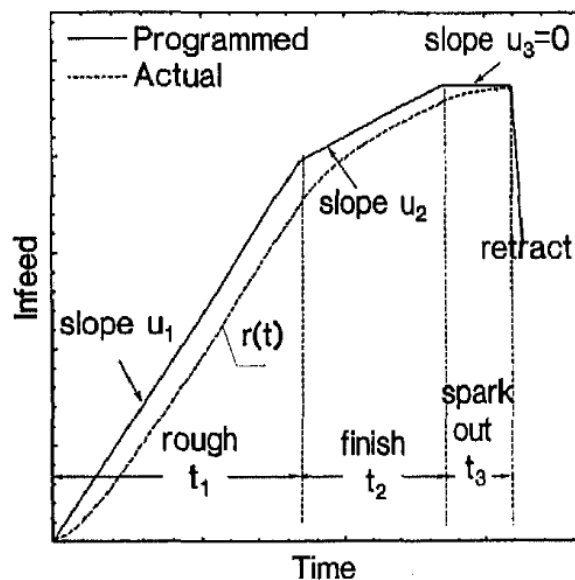


Figura 3.18. Ciclo de rectificado con las etapas de desbaste, acabado y chispeo [Xia96].

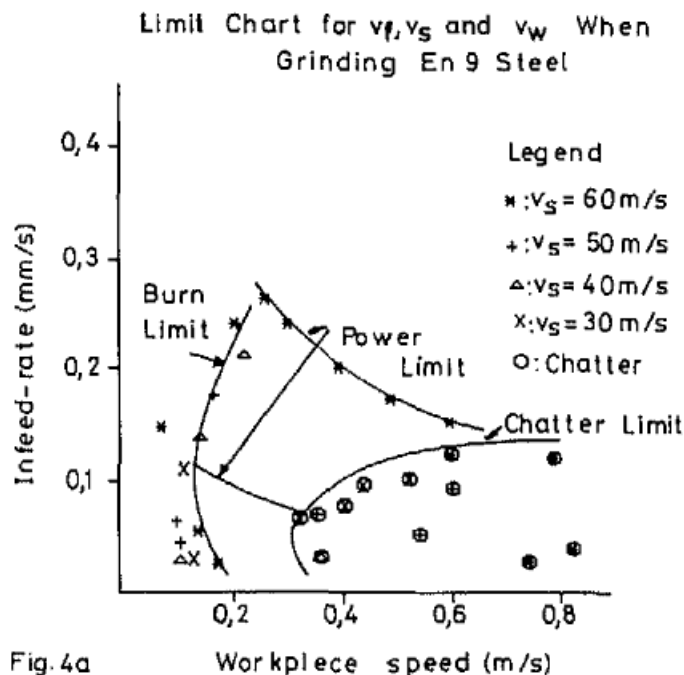


Figura 3.19. Mapas con límites para la selección de la combinación óptima de velocidad de avance, velocidad de giro de pieza y velocidad de corte para rectificado sin centros en penetración [Row86].

A partir de este trabajo, Xiao y Malkin [Xia96] desarrollaron un sistema de optimización *online* para el proceso de rectificado de interiores en penetración, para minimizar el tiempo de producción en función de mediciones *in-process* y *post-process*, seleccionando los valores óptimos de rectificado y diamantado. Mejoraron su trabajo anterior agregando la dependencia en el tiempo del proceso y la optimización del intervalo de piezas entre diamantados. En estos trabajos, realizaron tanto validaciones experimentales como simulaciones mediante los desarrollos de Chiu y Malkin [Chi93].

Extendiendo el estudio bibliográfico al rectificado sin centros en penetración, cuya definición del ciclo de rectificado es similar a la del rectificado cilíndrico en penetración, Rowe et al. [Row86, Row87] desarrollaron una metodología de optimización de la velocidad de avance, velocidad de giro de pieza y velocidad de giro de muela basándose en mapas con límites (Figura 3.19). Como límites selecciona la potencia nominal del cabezal de la muela rectificadora, la potencia límite de daño térmico y la aparición de vibraciones autoexcitadas o *chatter*. En este estudio se hacía mención al trabajo de Saljé [Sal83] en relación al estudio de diferentes relaciones de velocidades de muela rectificadora y pieza, en el rango entre 0.2 y 20000, muy alejados de los valores típicos utilizados de 60 o 90. El estudio concluía que se consigue un buen comportamiento del proceso a relaciones muy bajas, de 1, en relación a una menor rugosidad, unas menores fuerzas de rectificado o menores temperaturas, con un desgaste de muela medio, aunque esto supone velocidades de pieza elevadas que necesitan accionamientos y sistemas de amarre preparados.

Posteriormente, Zhou [Zho97] presentó un método de simulación para minimizar el error de redondez en el rectificado sin centros optimizando el tiempo de ciclo, tanto para la configuración en penetración como en pasante. Aun cuando existían numerosos trabajos de selección de parámetros óptimos de proceso (ángulo de regla, altura de pieza entre centros) basándose en el análisis de estabilidad [Ree67, Row72, Has86], no eran de utilidad a la hora de definir el ciclo de rectificado. Mediante esta

metodología concluyó que el error de redondez final podía ser minimizado cuando el error inicial de la pieza se elimina de manera efectiva sin generar un patrón de facetas en la superficie de la pieza a lo largo del tiempo de ciclo. A unas conclusiones similares llegaron Frost y Fursdon [Fro85], que igualmente tenían en cuenta las componentes del perfil inicial de la pieza y la necesidad de la supresión de las mismas, pero en dependencia del número de vueltas que daba la pieza a lo largo del ciclo, es decir, en función de la velocidad de avance y de la velocidad de giro de la pieza.

Gallego [Gal07] propuso una metodología de optimización similar a la de Malkin utilizando las restricciones de daño térmico, rugosidad o tolerancia dimensional, pero teniendo en cuenta las inestabilidades propias del proceso de rectificado sin centros (*spinning* y regeneración geométrica), al igual que hizo previamente Hashimoto [Has04].

Barrenetxea et al. [Bar12a] continuaron con esta metodología, desarrollando una herramienta asistente basada en modelos para la puesta a punto y optimización del proceso de rectificado sin centros, enfocándose en evitar las limitaciones principales y aumentar la productividad del proceso.

Barrenetxea et al. [Bar10] también desarrollaron algoritmos de optimización para la configuración de rectificado sin centros en pasante, con los que obtenían la combinación de ángulo de inclinación de la muela reguladora y velocidad de giro de muela reguladora óptima que cumple con las restricciones de inestabilidad geométrica, inestabilidad de rotación, inestabilidad dinámica, la tolerancia diametral de la pieza, la rugosidad, el daño térmico o la potencia límite de máquina (Figura 3.22).

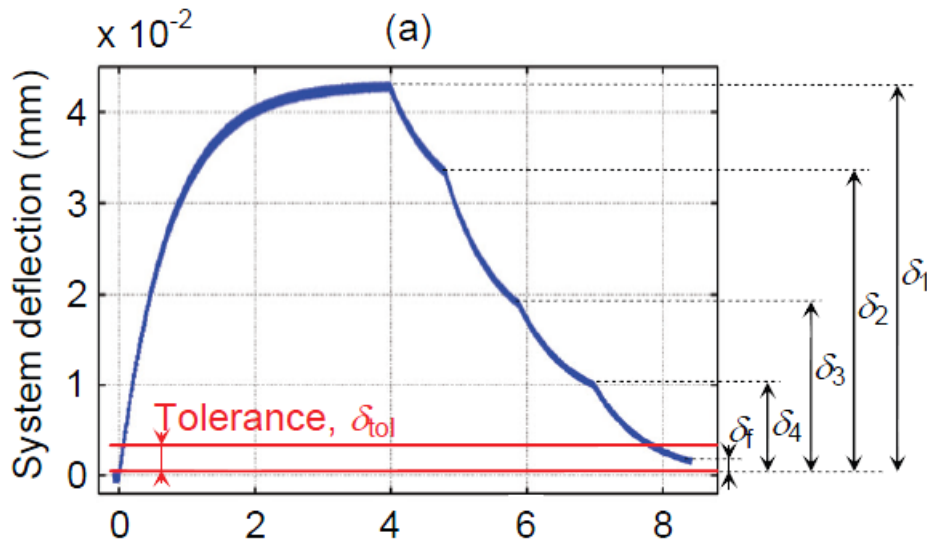


Figura 3.20. Evolución de la deflexión del sistema de un ciclo de rectificado como parte de la optimización del proceso de rectificado sin centros en penetración [Gal07].

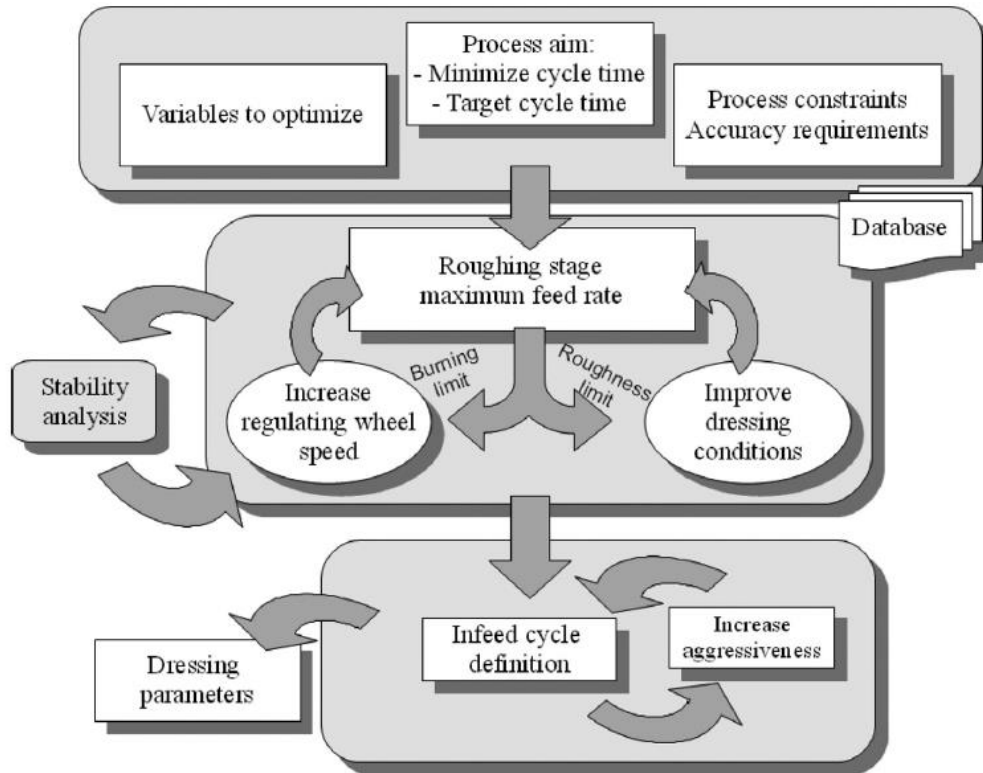


Figura 3.21. Algoritmo de optimización general del proceso de rectificado sin centros en penetración [Bar12a].

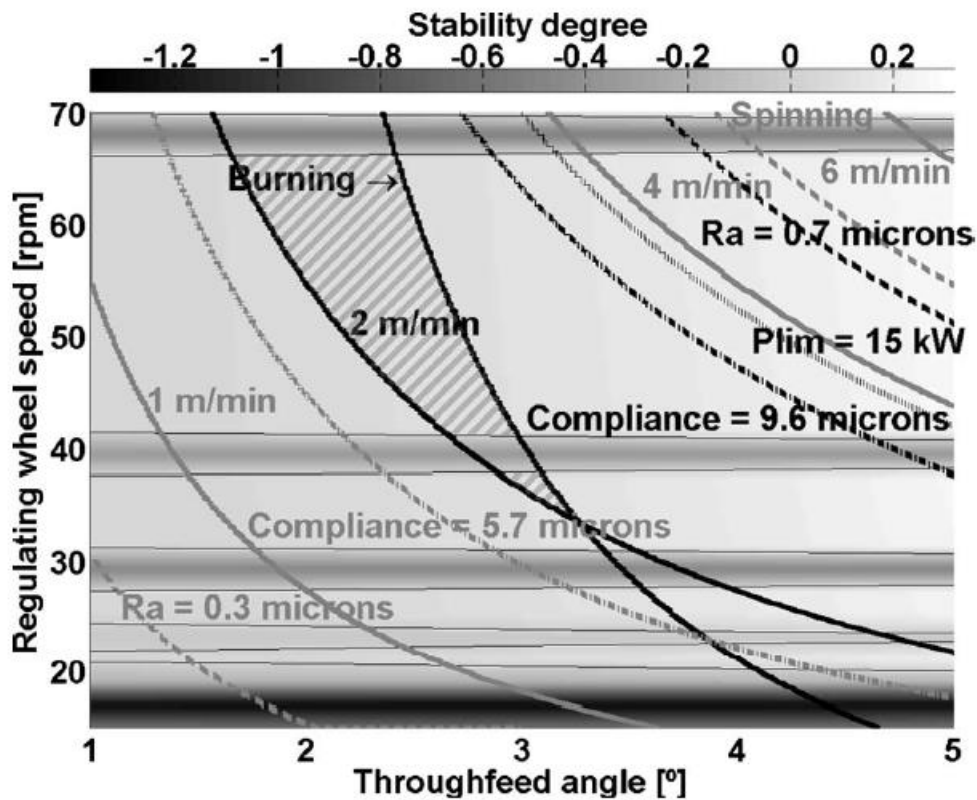


Figura 3.22. Mapa de estabilidad global para la selección de los parámetros óptimos del rectificado sin centros en pasante [Bar10].

Previamente al trabajo de Barrenetxea et al. no existen muchos estudios de la configuración de pasante para la optimización de sus parámetros óptimos. Además de los primeros estudios de estabilidad geométrica llevados a cabo por König et al. [Kon76] y Meis [Mei80] y del trabajo presentado por Hashimoto [Has95] sobre los fundamentos de la configuración en pasante de potencias, fuerzas de rectificado, energía específica, etc., Nieto [Nie96] era el único autor en modelizar y simular el comportamiento dinámico del proceso.

En cuanto al proceso de rectificado cilíndrico en vaivén, los trabajos de optimización del proceso se han basado principalmente en el cálculo de la estabilidad dinámica, como se ha visto en el anterior apartado, y en el cálculo de velocidades de avance en función de la flexibilidad del sistema, parámetro que varía a lo largo de la longitud de la pieza. Marcinkevicius [Mar09] muestra un programa para el diseño de ciclos óptimos, en los que se calcula las pasadas de desbaste, acabado y chispeo, en función de forma longitudinal de la pieza. Otros trabajos anteriores mostraban los cálculos matemáticos de la variación de flexibilidad del proceso a lo largo de la longitud de la pieza [Gao91].

En los últimos años y a partir de los primeros trabajos de Venk, Rowe, Midha o Trmal [Ven90, Row91, Mid91, Trm92, Row96], se han realizado aproximaciones a la optimización de los procesos de rectificado mediante la utilización de sistemas expertos, lógica difusa, redes neuronales u otras metodologías de inteligencia artificial basadas en razonamientos. En el *keynote* de Brinksmeier et al. del 2006 [Bri06] se hace una interesante revisión de los modelos de rectificado y de las técnicas existentes en estos aspectos mencionados. Aunque estas metodologías no formen parte del enmarque de esta Tesis, caben destacar los trabajos de Morgan et al. [Mor07] y de Shin et al. [Lee00, Shi07], donde se desarrollaron sendas aplicaciones para la optimización de los procesos de rectificado: el Intelligent Grinding Assistant (IGA ©) y el Generalized Intelligent Grinding Advisory System (GIGAS) respectivamente.

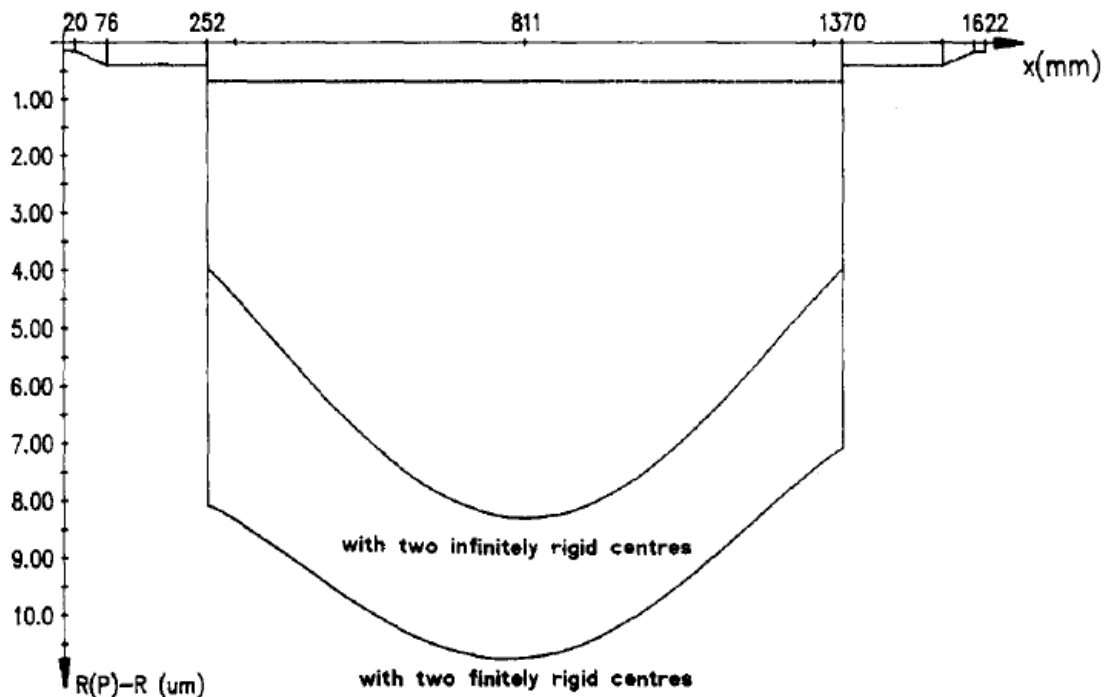


Figura 3.23. Deformada de la pieza al aplicar un proceso de rectificado cilíndrico en vaivén [Gao91].

El GIGAS es un sistema de optimización que utiliza modelos empíricos y analíticos formulados de manera generalizada para describir el proceso de rectificado. Mediante algoritmos de aprendizaje de lógica difusa se incorporan los datos experimentales y el conocimiento heurístico en el sistema. El método de optimización se basa en estrategias evolutivas. Por otra parte, el IGA es un sistema completo integrado para la optimización del ciclo con controlador adaptativo. Utiliza modelos empíricos y analíticos para predecir el comportamiento del proceso mediante la interpretación de las señales adquiridas *online* y, como resultado, aplica algoritmos de optimización basados en reglas. Además dispone de una base de datos que aprende continuamente mediante inteligencia artificial que ayuda a la definición de los ciclos de rectificado de partida.

Como se ha comentado previamente, además de los trabajos enfocados en la configuración del ciclo de rectificado mediante la utilización de modelos, se han desarrollado en los últimos años otros métodos de optimización basados en la variación continua de los parámetros del proceso para reducir el tiempo de ciclo o aumentar la productividad. Estos métodos están basados en el llamado control adaptativo.

El control adaptativo aplicado a la máquina-herramienta se refiere al control de los parámetros operativos en referencia a mediciones de las características del proceso para operar el proceso de mecanizado en ciertas condiciones deseadas [Ami81]. Esta condición puede estar especificada por restricciones fijas (ACC: *Adaptive Control Constraint*) o por la búsqueda de un máximo en un índice de funcionamiento sujeto a las restricciones del proceso (ACO: *Adaptive Control Optimization*). Amitay et al. [Ami81] desarrollaron un sistema ACO con el objetivo de maximizar la tasa de arranque sujeto a las restricciones de rugosidad y daño térmico de la pieza. Los parámetros de rectificado y diamantado están controlados entonces por la medición *online* de la potencia de rectificado y la medición *offline* de la rugosidad. El planteamiento de dicho sistema es el mismo que presentaron previamente Malkin et al. [Mal80]. En la Figura 3.24 se observa como varía la velocidad de avance del proceso con este sistema para ciclos de rectificado consecutivos, de tal manera que se cumpla la restricción de potencia límite.

Siguiendo con los métodos de control, Malkin y Koren [Mal84] idearon un método de “chispeo acelerado” con el objetivo de minimizar o incluso eliminar el tiempo de chispeo. Posteriormente, Gao et al. [Gao92] desarrollaron en 1992 un método de control en el cual la velocidad de avance es aumentada durante los tiempos de transición del ciclo, utilizando la medida de la redondez de la pieza para ajustar los parámetros de control. En la misma línea, Allanson et al. [All97] propusieron un método para adaptar el tiempo de chispeo utilizando la constante de tiempo del sistema (o lo que es lo mismo, su rigidez) obtenida de la medición de la potencia de rectificado.

En los últimos años se pueden destacar los trabajos de Hecker [Hec03] y Dong [Don04]. Hecker desarrolló en primer lugar un modelo de predicción del espesor de viruta mediante análisis probabilístico, para posteriormente mostrar un modelo de rugosidad basado en dicha predicción. Además, propuso un ciclo de rectificado híbrido como combinación del control de potencia durante la etapa de desbaste y el control de velocidad durante la etapa final de acabado, utilizando los modelos de potencia y rugosidad (Figura 3.25).

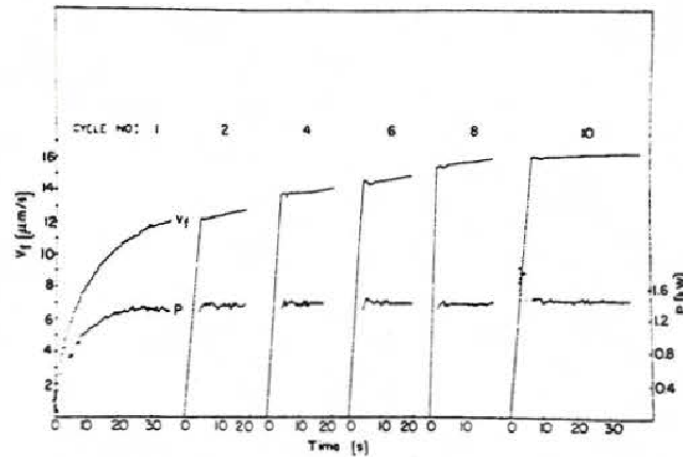


Figura 3.24. Rectificado de ciclos repetitivos con variación de velocidad de avance para cumplir la restricción de potencia límite [Ami81].

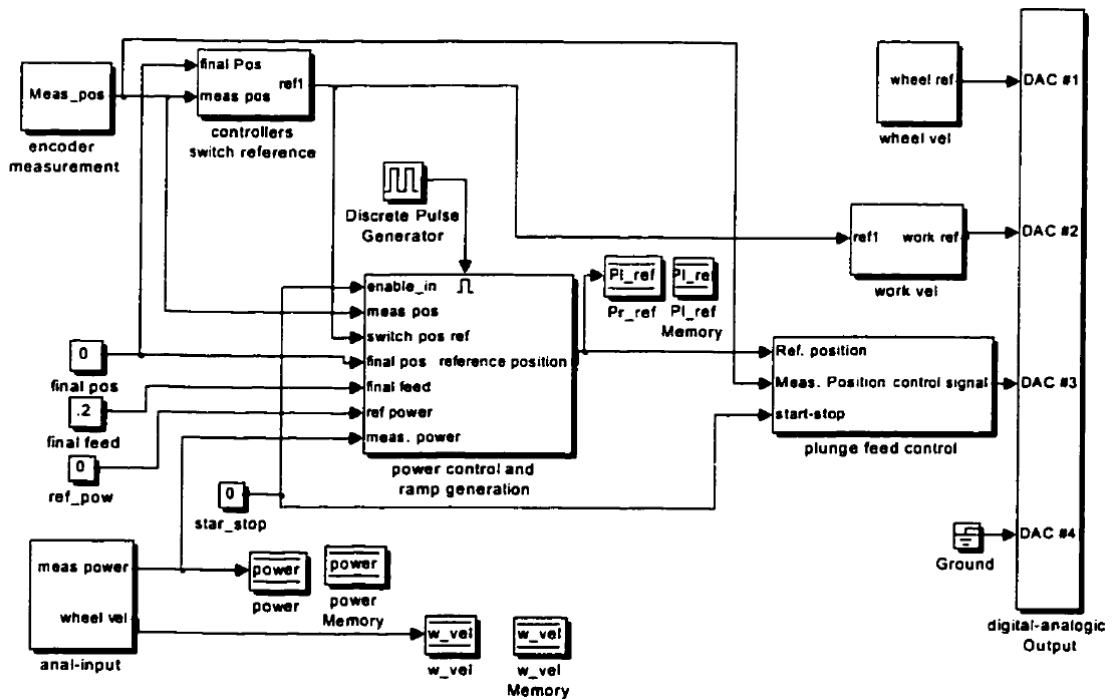


Figura 3.25. Diagrama de bloques del sistema de medición y control del proceso propuesto por Hecker [Hec02].

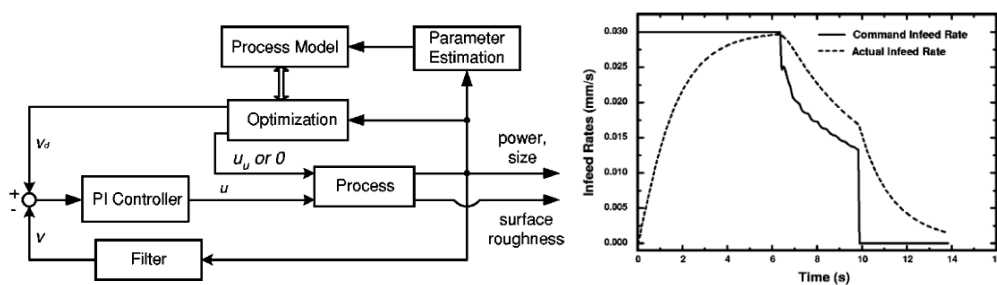


Figura 3.26. Diagrama esquemático de la estrategia de control y ciclo óptimo de velocidad de avance controlada [Don04b].

Por otra parte, Dong et al. [Don04a, Don04b] desarrollaron una metodología de control óptima basada en la variación continua de la velocidad de avance en función de mediciones *online* de la potencia de rectificado y la tolerancia dimensional de la pieza. Los ciclos óptimos obtenidos (Figura 3.26), a partir de la programación dinámica, consisten en distintas secciones de velocidad de avance, cada una con sus limitaciones dominantes. En el caso de que exista riesgo de dañado térmico, se generan 3 secciones; si no es el caso, con 2 secciones es suficiente: una similar a la etapa de desbaste y la otra similar a la etapa de chispeo. La sección intermedia sirve para equilibrar la profundidad de dañado térmico con el avance por vuelta del proceso.

Normalmente y como se observa en este estudio bibliográfico, las investigaciones llevadas a cabo para la optimización de los ciclos de rectificado se han centrado en el parámetro de velocidad de avance, dejando a un lado la influencia de la velocidad de giro de pieza o relación de velocidades entre muela rectificadora y pieza.

En el ámbito industrial se define normalmente una velocidad de giro de muela máxima en función de las especificaciones del fabricante. Asimismo, la velocidad de giro de pieza se fija en función de la relación de velocidades entre muela y pieza, en función de ciertos valores definidos experimentalmente. En los últimos años, la tendencia en la industria es la configuración de diferentes velocidades de giro de pieza en cada etapa del ciclo de rectificado, comenzando con velocidades de giro elevadas en las etapas de desbaste (para evitar problemas de dañado térmico) y terminando con velocidades de giro mínimas en las últimas etapas de acabado y chispeo, para conseguir mejores acabados superficiales.

3.4 Estudio crítico del estado del arte

En el estado del arte descrito anteriormente se han analizado los trabajos previos existentes relacionados con:

- el análisis de estabilidad de los procesos de rectificado cilíndrico y sin centros,
- la aplicación de técnicas de velocidad variable en procesos de mecanizado y el análisis de estabilidad con parámetros variables correspondiente,
- la configuración de ciclos de rectificadores óptimos mediante modelos de simulación o la aplicación de técnicas de control para la variación de los parámetros del proceso.

Cabe destacar las siguientes conclusiones obtenidas del estudio crítico del estado del arte, de las que se extrae la posibilidad de aportar conocimiento sobre los temas analizados en el mismo:

- Existen diversos trabajos en los que se analiza la aplicación de técnicas de velocidad variable tanto en la muela rectificadora como en la pieza para la eliminación del *chatter* en muela o en pieza respectivamente. Aun así, no se ha investigado apenas su aplicación en las configuraciones de rectificado sin centros en pasante o en procesos de rectificado cilíndrico en vaivén, donde la utilización de estas técnicas influye de distinta manera que en los procesos en penetración, afectando de mayor modo en la variación de las fuerzas de rectificado o en la variación del avance por vuelta producido.
- En la misma línea que el punto anterior, en los trabajos presentados donde se aplica velocidad variable en los procesos de rectificado se ha analizado la estabilidad dinámica del proceso a través de simulaciones en el dominio del tiempo, donde se observa un elevado coste computacional. En el caso de otros

procesos de mecanizado, como el torneado o el fresado, se han encontrado métodos de análisis de estabilidad con parámetros variables basados en la teoría de Floquet o en el método de semi-discretización, que no han sido utilizados en los procesos de rectificado. Estos métodos suponen un ahorro en tiempo de cálculo respecto a los modelos en el dominio del tiempo y se pueden utilizar para el análisis de procesos con parámetros variables.

- En cuanto a la configuración de ciclos de rectificado, en las operaciones en *plongée* se han encontrado diferentes metodologías para llevar a cabo la optimización de los mismos. Algunos métodos están basados en modelos teóricos o empíricos a partir de los cuales se obtienen los parámetros constantes de las diversas etapas de las que consta el ciclo, es decir, velocidad de avance, pasada o velocidad de giro de pieza, de tal forma que se cumplen los requisitos de tolerancias de pieza evitando las inestabilidades o limitaciones del proceso. Otros métodos se han basado en controlar ciertos parámetros del proceso como la potencia de rectificado o la tolerancia diametral de la pieza para actuar sobre la velocidad de avance de forma continua de tal manera que se eviten las diferentes limitaciones del proceso. En cambio no existe ninguna referencia en bibliografía sobre la variación continua de los parámetros del ciclo, como la velocidad de avance o la velocidad de giro, mediante la utilización de modelos teóricos, y siguiendo un paso más adelante, sobre la variación continua de dichos parámetros a la vez de tal forma que se consiga un ciclo estable en cuanto a las diferentes limitaciones e inestabilidades del proceso.

Capítulo 4

Resumen de resultados

En este capítulo se muestra un resumen de los resultados obtenidos a lo largo de los artículos publicados para esta tesis por compendio de publicaciones, además del trabajo adicional incluido para completar los objetivos propuestos.

4.1 Presentación del trabajo desarrollado por compendio de publicaciones

En función de los objetivos marcados en el apartado anterior, en este apartado se muestra un resumen de los desarrollos llevados a cabo en esta tesis realizada por compendio de publicaciones. En primer lugar se presentan los artículos publicados que conforman esta tesis en orden cronológico:

- **Artículo 1**, presentado en el Capítulo 5:

Álvarez J., Barrenetxea D., Marquínez J.I., Bediaga I., Gallego I.; *Effectiveness of continuous workpiece speed variation (CWSV) for chatter avoidance in throughfeed centerless grinding*; Int. J. Mach. Tools Manuf.; vol. 51; 2011; pp. 911-917.

<http://dx.doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2011.08.005>

- **Artículo 2**, presentado en el Capítulo 6:

Alvarez J., Zatarain M., Marquinez J.I., Ortega N., Gallego I.; *Avoiding chatter in traverse cylindrical grinding by continuous workpiece speed variation*; J. Manuf. Sci. Eng.; vol. 135, issue 5; 2013; pp. 0.51011.

<http://dx.doi.org/10.1115/1.4024820>

- **Artículo 3**, presentado en el Capítulo 7:

Alvarez J., Zatarain M., Barrenetxea D., Ortega N., Gallego I.; *Semi-discretization for stability analysis of in-feed cylindrical grinding with continuous workpiece speed variation*; Int. J. Adv. Manuf. Technol.; vol. 69; 2013; pp. 113-120.

<http://dx.doi.org/10.1007/s00170-013-4993-y>

- **Artículo 4**, presentado en el Capítulo 8:

Alvarez J., Barrenetxea D., Marquinez J.I., Bediaga I., Gallego I.; *Continuous variable feed rate: a novel method for improving infeed grinding processes*; Int. J. Adv. Manuf. Technol.; vol. 73; 2014; pp. 53-61.

<http://dx.doi.org/10.1007/s00170-014-5771-1>

Además de los artículos listados, en el Capítulo 9 de esta tesis se expone el trabajo adicional llevado a cabo para completar los objetivos propuestos. En la siguiente figura se muestra, en líneas generales, un esquema de los resultados obtenidos en esta tesis (Figura 4.1).

En dicha figura se observa cómo en primer lugar y a partir de modelos teóricos de trabajos previos del grupo de investigación u obtenidos del estudio bibliográfico, a los que se ha incluido la variación de los parámetros de velocidad de avance, velocidad de giro de pieza y velocidad de giro de muela, se ha generado un entorno de simulación para el análisis del comportamiento del proceso.

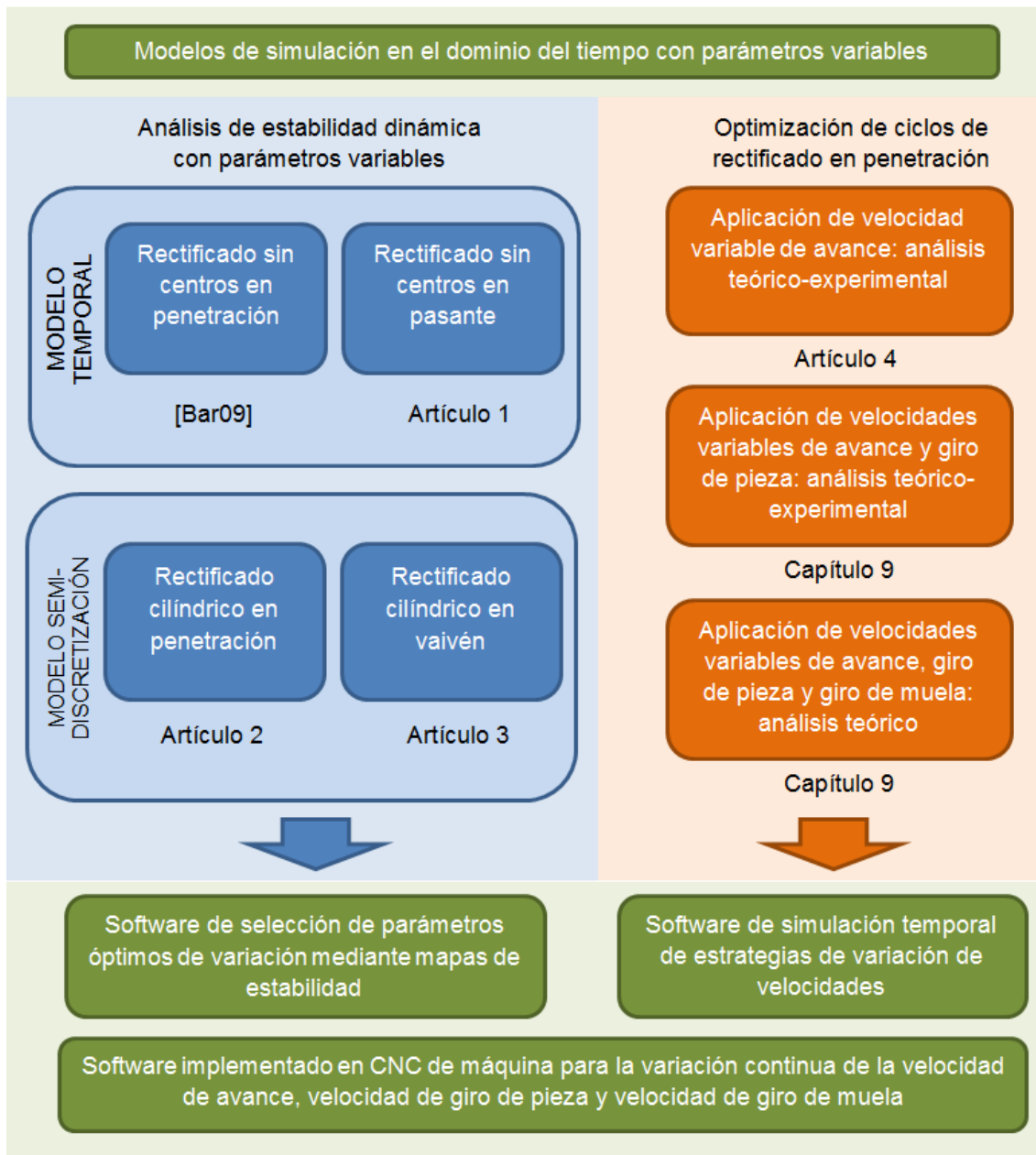


Figura 4.1. Esquema de los resultados obtenidos en la tesis y estructura de artículos y capítulos.

Como primer paso para completar el trabajo previo de Barrenetxea [Bar09] para el rectificado sin centros en penetración, se ha realizado un estudio de la efectividad del método de variación de la velocidad de pieza para la supresión del *chatter* en pieza en el proceso de rectificado sin centros en pasante. Para ello se ha utilizado el modelo temporal dinámico de Barrenetxea, al cual se le ha agregado la variación geométrica a lo largo del desplazamiento transversal de la pieza. Este trabajo se encuentra recogido en el Capítulo 5 (artículo 1).

Posteriormente y en la búsqueda del cumplimiento de los objetivos planteados, se ha desarrollado el método de semidiscretización para el análisis de la estabilidad dinámica en los procesos de rectificado. Mediante este método se tiene la capacidad de analizar la estabilidad con la aplicación de la velocidad variable de giro de pieza de una manera mucho más eficiente computacionalmente hablando que con los modelos

de simulación temporal utilizados en los trabajos anteriores. Estos desarrollos se han realizado en el proceso de rectificado cilíndrico, tanto en penetración como en vaivén, tal como se recogen en los Capítulo 6 y Capítulo 7 (artículos 2 y 3) respectivamente. Se ha seguido un orden lógico de complejidad a la hora de llevar a cabo la implementación en los procesos de rectificado: se ha partido del proceso de rectificado cilíndrico en penetración, por ser el más simple, para después pasar al proceso de rectificado cilíndrico en vaivén, el cual añade la dificultad de analizar la anchura de solapamiento del proceso.

Todos los desarrollos llevados a cabo hasta este momento han culminado en un software desarrollado en Matlab® de selección de parámetros óptimos de variación para la supresión del *chatter* en los procesos descritos de rectificado, mediante el desarrollo de mapas de estabilidad en los cuales seleccionar las combinaciones idóneas de frecuencia y amplitud de variación.

A continuación y en relación a la posibilidad que ofrecen los modelos de simulación con parámetros variables y las herramientas de variación de parámetros de los controles numéricos actuales, se extiende el análisis de la aplicación de velocidades variables a la optimización de los ciclos de rectificado en penetración, tanto para procesos en sin centros como en cilíndrico. Para ello, en primer lugar se analiza de manera teórico-experimental la aplicación de la velocidad de avance variable, siguiendo una señal continua decreciente. Así, en el Capítulo 8 (artículo 4) se presenta este análisis y se muestran las mejoras que produce en el comportamiento del proceso en relación, principalmente, al acabado superficial y a las tolerancias dimensionales de la pieza rectificada, comparando un ciclo convencional con etapas de velocidad constante con un ciclo equivalente en tiempo de rectificado y sobrematerial a eliminar con velocidad variable.

El estudio continúa en el Capítulo 9 donde se amplía el análisis de las estrategias de variación a los ejes de velocidad de giro de pieza y velocidad de giro de muela. De esta forma, se plantea un ciclo generado a partir de la combinación de las tres variaciones de velocidad (avance, pieza y muela), mediante un análisis teórico de la influencia de las variaciones en los diferentes modelos de simulación teóricos aplicados en este estudio. Paso a paso se van creando las estrategias de variación a partir de dichos modelos, de tal forma que se consigue un ciclo mejorado que resulta en la reducción de la rugosidad, redondez y tolerancia diametral, a la vez que se evitan las diferentes limitaciones del proceso y se reduce el consumo energético del ciclo de rectificado. En este capítulo se lleva a cabo igualmente un análisis experimental extendiendo el trabajo del Capítulo 8 (artículo 4) a combinaciones de velocidad de avance y velocidad de giro de pieza, las cuales se comparan con ciclos convencionales con velocidades constantes por etapas equivalentes en tiempo y sobrematerial.

Se dispone a partir de estos desarrollos de un entorno de simulación, desarrollado igualmente en Matlab®, donde poder analizar las estrategias más adecuadas para cada caso de estudio. Este software muestra los resultados de evolución temporal de diferentes parámetros de proceso (fuerzas, rugosidad, potencia...) a partir de unos datos de entrada relacionados con la pieza, muela rectificadora, máquina, etc.

Por último, se elabora un software para controles numéricos Siemens que aprovecha las instrucciones internas disponibles para la generación de velocidades variables comandadas sobre los ejes de máquina controlados, haciendo posible llevar a la práctica las estrategias óptimas planteadas en el entorno de simulación. Este software se ha desarrollado y validado en máquinas rectificadoras de Danobat teniendo en cuenta su aplicabilidad en un entorno industrial, incluyendo opciones de programación

en relación a la posibilidad de tener instalados en máquina periféricos como pueden ser medidores *in-process* del diámetro de la pieza o sistemas de detección de *gap* de contacto entre muela rectificadora y pieza para acelerar y asegurar el acercamiento rápido antes de iniciar el ciclo de rectificado.

Una vez expuesto en este apartado el resumen de los desarrollos llevados a cabo en la presente tesis en relación a los artículos que conforman la misma y el trabajo adicional llevado a cabo para completar los objetivos marcados, se presenta en los siguientes subapartados un análisis más detallado de los resultados obtenidos, divididos de la siguiente manera:

1. El análisis teórico-experimental de la estabilidad dinámica del proceso de rectificado con la aplicación de velocidad variable de pieza y el consiguiente resultado de un software de selección de parámetros óptimos de variación.
2. El análisis teórico-experimental de la optimización de ciclos de rectificado en penetración o *plongée* mediante la aplicación de velocidades variables de los parámetros del proceso y el software de simulación y análisis de las estrategias de variación planteadas.
3. El software CNC implementado en máquina desarrollado para llevar a cabo las variaciones controladas de los parámetros de proceso.

4.2 Análisis de la estabilidad dinámica en el proceso de rectificado con la aplicación de velocidad variable de pieza

Tal como se ha visto en el estudio bibliográfico [Ina01] y en el trabajo previo del grupo de investigación presentado por Barrenetxea [Bar09], la aplicación de la velocidad variable de pieza es un método efectivo para la supresión o atenuación de las vibraciones autoexcitadas o *chatter* en los procesos de rectificado. Aun así, no se había encontrado ningún trabajo que analizase esta técnica para el proceso de rectificado sin centros en pasante. Es por esta razón que el primer estudio de esta tesis, presentado en el artículo 1 del Capítulo 5, está enfocado a este objetivo.

En este artículo se analiza la efectividad de la aplicación de la técnica de velocidad variable de pieza, mediante la variación continua de la muela reguladora, para evitar la aparición de vibraciones autoexcitadas o *chatter* en el proceso de rectificado sin centros en pasante. Igualmente, debido a la relación directa de la velocidad de giro de la muela reguladora con el avance transversal del proceso, se analiza la influencia de la aplicación de la velocidad variable en el comportamiento del proceso en relación a las fuerzas de rectificado generadas, la energía específica o la rugosidad.

Se presenta en primer lugar un modelo de simulación temporal con el que se predice el comportamiento dinámico del proceso mediante el análisis de la evolución del error de redondez de la pieza y en el que se implementa la velocidad variable de pieza como método de perturbación de la inestabilidad dinámica. Esta metodología se basa en la misma publicada por Barrenetxea [Bar09] pero con la configuración geométrica propia de la configuración en pasante.

Así, uno de los aspectos claves en este tipo de configuración en pasante del proceso de rectificado sin centros es la variación de la configuración geométrica a lo largo del eje transversal. Por lo tanto, se realiza una equivalencia del proceso a una serie de pequeños ciclos de penetración o *plongée* con diferente ángulo entre la muela reguladora y la pieza, lo que lleva a realizar una simulación temporal del perfil de la pieza discretizado a lo largo de la longitud de la muela rectificadora.

Una vez se dispone del modelo de simulación temporal dinámico, el siguiente paso es la implementación de la velocidad variable de muela reguladora en el modelo. Teniendo en cuenta que para la simulación se realiza una discretización del perfil de la pieza en un número determinado de puntos, si se realiza una variación de la velocidad de pieza se varía el paso o tiempo de integración entre los puntos. Esto conlleva que el cálculo de la ecuación de movimiento del proceso se realice mediante una integración numérica de la ecuación diferencial con retraso variable en el tiempo.

Por otra parte y tal y como se ha comentado previamente, la implementación de la variación de velocidad de giro de muela reguladora afecta directamente a las fuerzas de rectificado generadas, y con ello a las tolerancias dimensionales de la pieza, observando que a mayor amplitud de variación de la velocidad se genera una variación de los resultados.

Siguiendo la metodología existente en trabajos previos, se han generado mapas donde se muestra la reducción en porcentaje del grado de estabilidad en relación a condiciones sin variación para diferentes combinaciones de frecuencia y amplitud de variación. La reducción porcentual se basa en el cálculo de la amplitud de la severidad, que se corresponde con el valor RMS de la vibración obtenida en un rango de frecuencia. Los resultados obtenidos se comentan posteriormente en conjunto con los que se consiguen en el resto de procesos de rectificado analizados.

Siguiendo con el trabajo desarrollado, y teniendo en cuenta que tanto en el artículo 1 como en los trabajos previos [Bar09] se han utilizado modelos de simulación temporal con su correspondiente coste computacional, se plantea la utilización del método de semidiscretización para el análisis de estabilidad con la aplicación de parámetros variables, como es la velocidad de giro de pieza. Este método se ha utilizado previamente y de manera satisfactoria en otros procesos de mecanizado como el torneado y el fresado [Ins03, Ins04], y en esta tesis se presenta en los artículos 2 y 3 para los procesos de rectificado cilíndrico en penetración y en vaivén.

Este método de semidiscretización es una técnica bien conocida por ejemplo para el análisis de cuerpos sólidos por elementos finitos o en mecánica de fluidos computacional. Además de su robustez a la hora de analizar ecuaciones diferenciales con retardo (ecuaciones que modelizan los procesos de rectificado), la característica más importante de este método es la posibilidad de analizar un retardo variable periódico, que es el que se produce al introducir la velocidad variable de pieza siguiendo una señal sinusoidal.

Su aplicación se basa en la obtención de los autovalores de la matriz de transición que relaciona los defectos de radio y los estados dinámicos del proceso entre dos revoluciones de giro de pieza consecutivas. El perfil de la pieza se discretiza en diferentes puntos, cada uno con su defecto de radio, en función del tiempo de integración necesario, que dependerá de la frecuencia máxima de los modos de vibración considerados para así permitir la aparición de las facetas correspondientes en el perfil de la pieza.

Si cualquiera de los autovalores tiene una amplitud mayor de 1, entonces el sistema es inestable, mientras que si todos los autovalores son menores de 1, el sistema es estable.

La adaptación del método de semidiscretización a la aplicación de velocidad variable es directa, calculando y premultiplicando las diferentes matrices de transición a lo largo de un período correspondiente a la frecuencia de variación de la velocidad. Igualmente, se obtiene el grado de estabilidad a partir de los autovalores de la matriz resultante.

Teniendo estas consideraciones presentes, el trabajo principal ha consistido en la obtención de la matriz de transición para los procesos de rectificado cilíndrico en penetración y en vaivén. Una vez se dispone de la metodología de análisis, se ha desarrollado un software en Matlab ® para la obtención de mapas de estabilidad con los que analizar las amplitudes y frecuencias de variación óptimas para la supresión o disminución de las inestabilidades dinámicas del proceso.

A continuación se presenta el software y los mapas de estabilidad que se obtienen con el mismo. Posteriormente se estudia la aplicación de la velocidad variable de pieza en los procesos de rectificado analizados mediante la utilización de estos mapas de estabilidad, para finalmente mostrar el estudio experimental con el que se validan tanto los mapas de estabilidad y las metodologías utilizadas para obtenerlos, como la propia estrategia de variación de la velocidad de pieza para la supresión del *chatter*.

Tanto para los análisis teóricos como para los experimentales se ha utilizado una variación sinusoidal de la velocidad, ya que es la que mejor resultados ha dado en trabajos previos [Bar09, Bed09].

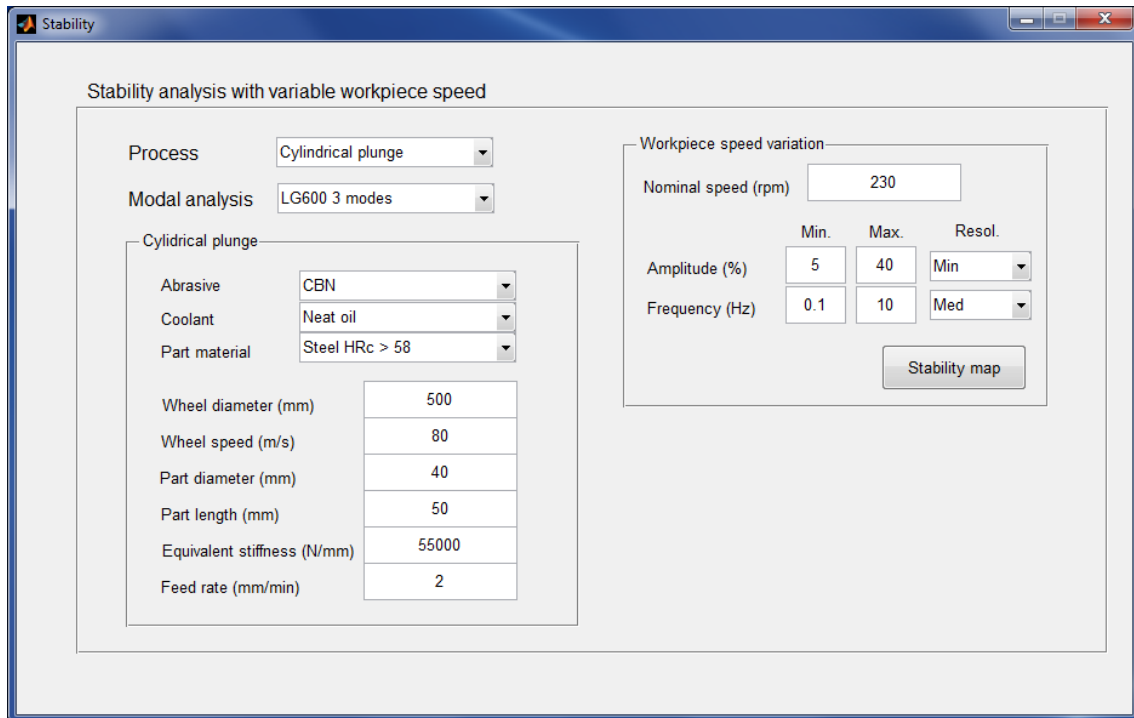


Figura 4.2. Ventana del software de obtención de los mapas de estabilidad.

El software desarrollado consiste en una pantalla de definición de datos de entrada para cualquiera de los cuatro procesos analizados: rectificado sin centros en penetración y en pasante y rectificado cilíndrico en penetración y en vaivén. Posteriormente se seleccionan los rangos de análisis de los mapas de estabilidad de amplitud y frecuencia de la variación y se lanza la simulación. En la Figura 4.2 se muestra la ventana del software con los datos de entrada para el proceso de rectificado cilíndrico en penetración.

Entre estos datos se encuentran:

- La selección del análisis modal correspondiente al proceso que se quiere analizar, donde se incluyen en una base de datos adjunta los desplazamientos modales, las frecuencias, amortiguamientos y rigidez de los modos considerados.
- La selección del abrasivo, refrigerante, material de pieza relacionado con su dureza y ciertos parámetros del ciclo para calcular la rigidez de corte del proceso, como la velocidad de avance o la velocidad de corte o giro de muela rectificadora.
- Los diámetros de muela rectificadora y pieza, así como la longitud de rectificado.
- La rigidez equivalente del proceso, obtenida a partir de mediciones experimentales.
- La velocidad de giro de pieza nominal y los rangos de variación de los parámetros de la señal sinusoidal: amplitud y frecuencia. Igualmente, la resolución del cálculo para la obtención del mapa, definiendo el número de puntos de análisis para cada eje del mapa.

En el caso del resto de procesos analizados, se incluyen igualmente los datos necesarios para obtener el mapa correspondiente:

- Datos geométricos de altura de pieza y ángulo de regla para los cálculos en rectificado sin centros.
- El ángulo de inclinación de la muela reguladora para la configuración en pasante.
- Velocidad transversal y pasada en el caso del rectificado cilíndrico en vaivén.
- Anchura de muela en relación a la anchura rectificadora, para calcular el factor de solapamiento del proceso en vaivén, que especifica las veces que la muela rectificadora pasa sobre una superficie concreta de la pieza rectificadora.

Para los procesos de rectificado sin centros se realizan diferentes simulaciones temporales para cada combinación de amplitud y frecuencia, mientras que para los procesos de rectificado cilíndrico se realiza el cálculo mediante el método de semidiscretización para dichas combinaciones.

El resultado obtenido por ambos métodos de cálculo es el mismo: un mapa de estabilidad que representa el porcentaje de reducción del grado de inestabilidad frente a unas condiciones sin velocidad variable, cuyos ejes son la amplitud y la frecuencia de variación de velocidad en los rangos seleccionados. En el caso de las simulaciones temporales, el cálculo de la reducción se basa en la variación de la severidad de la señal dinámica simulada en un rango de frecuencias dado, al igual que se realizará posteriormente para el análisis experimental. En el caso del método de semidiscretización, la reducción se basa en la variación de la amplitud del autovalor de la matriz de transición más restrictivo, es decir, más alto. Aun basándose en un concepto diferente, en los resultados comparativos entre la reducción simulada y la experimental se observa que porcentualmente los valores son similares, validando igualmente el análisis.

A continuación se muestran ejemplos obtenidos para cada uno de los cuatro procesos analizados de manera teórica. Los mapas muestran en los ejes X e Y los parámetros de variación de amplitud y frecuencia respectivamente, mientras que el eje Z se corresponde con la variación de la inestabilidad explicada en el párrafo anterior. Esta variación se ve representada por isolíneas con las combinaciones que producen un mismo porcentaje de reducción. Las zonas rojas son combinaciones en las que la reducción de la inestabilidad dinámica es menor (o incluso mayor que sin la aplicación de velocidad variable), mientras que las zonas azules son en las que se produce una mayor reducción de la inestabilidad dinámica.

En las siguientes figuras se observan diferentes ejemplos de mapas obtenidos para cada tipo de proceso, utilizando en cada caso diferentes condiciones de rectificado y parámetros dinámicos, que se encuentran detalladas en los correspondientes artículos publicados. Aun observando que la topografía del mapa para cada caso es diferente, se observan en todos los casos las mismas tendencias de selección de amplitudes por encima del 10% y frecuencias por debajo de 1 Hz, que se corresponden con las zonas más azules de cada mapa. Una explicación a este comportamiento se relaciona con la necesidad de una amplitud suficiente de variación de la velocidad de giro de pieza para salir de la zona de influencia del modo de vibración excitado, a la vez de un período mayor (frecuencia menor) para mantenerse fuera de la zona de influencia del modo un mayor tiempo.

También se observa que existen zonas en las que la severidad de la inestabilidad se amplifica, por lo que hay que tener especial cuidado en la selección de los parámetros de variación para cada proceso analizado.

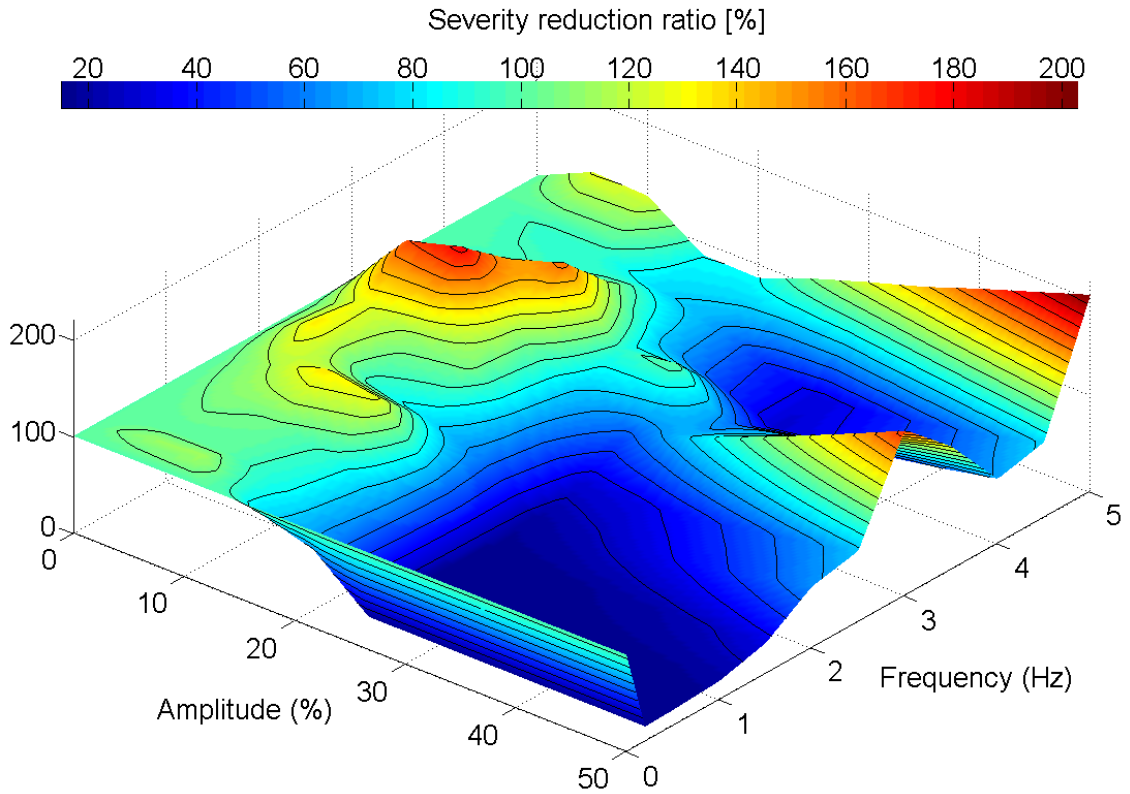


Figura 4.3. Mapa de estabilidad con velocidad variable para el rectificado sin centros en penetración.

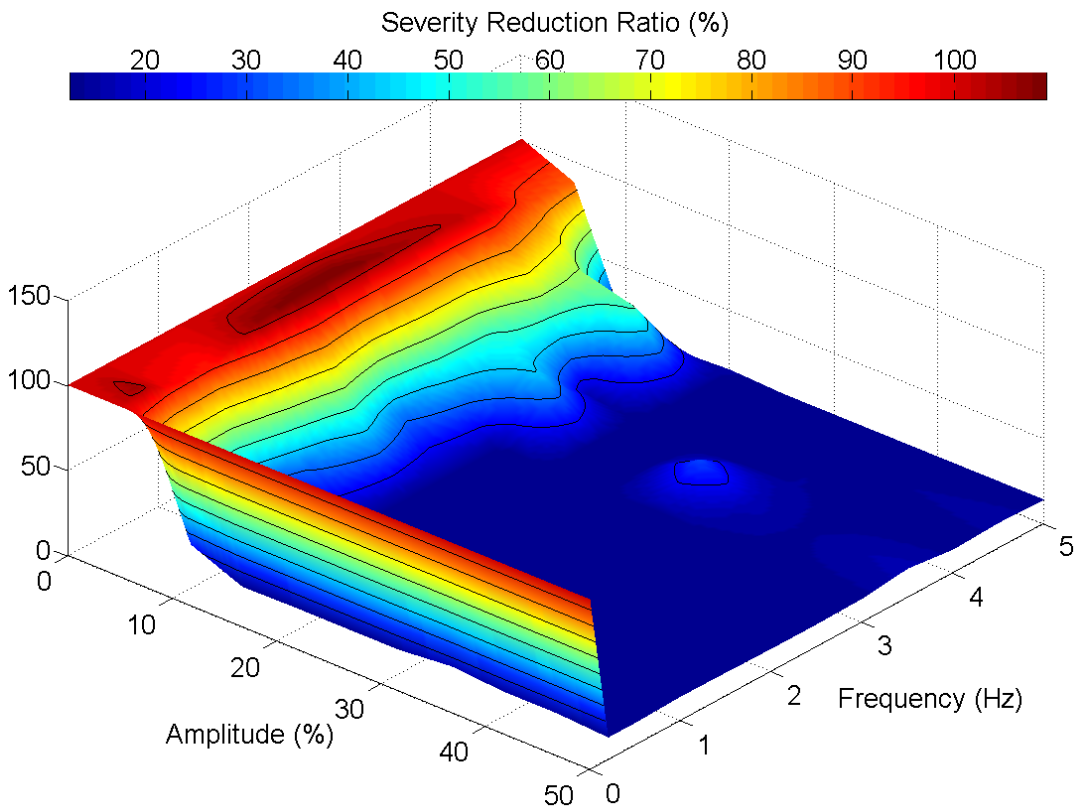


Figura 4.4. Mapa de estabilidad con velocidad variable para el rectificado sin centros en pasante.

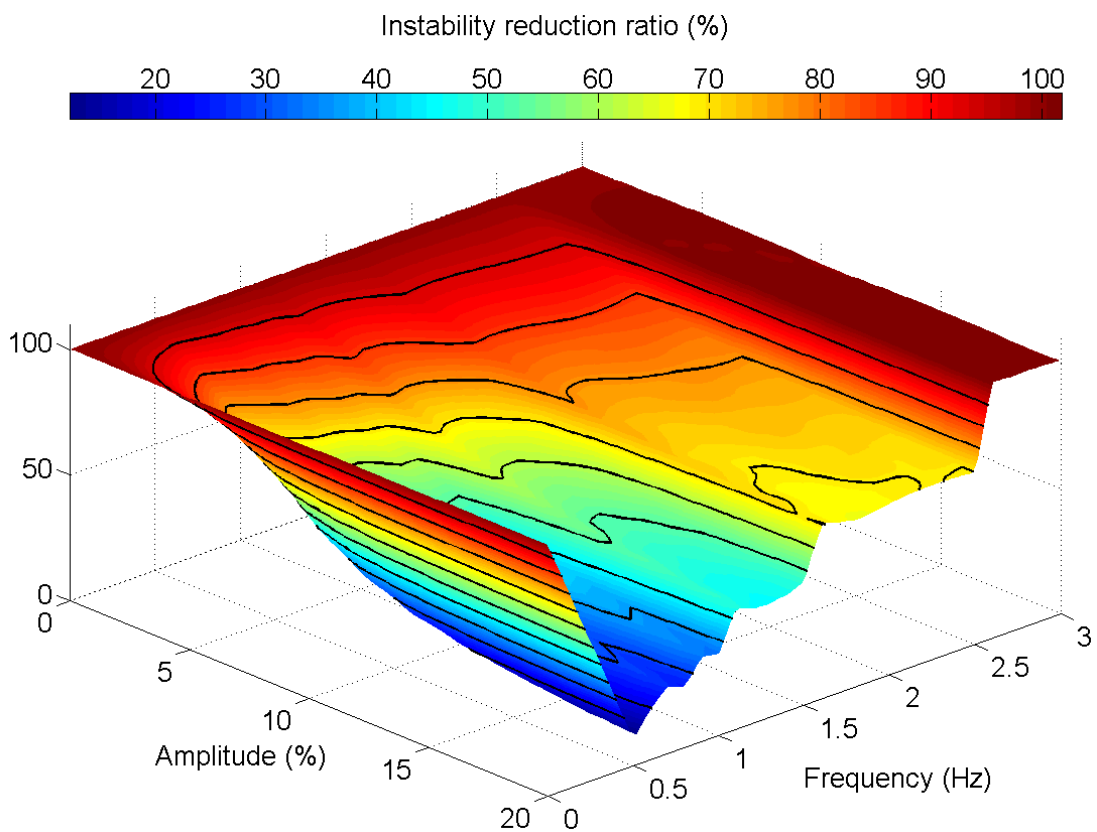


Figura 4.5. Mapa de estabilidad con velocidad variable para el rectificado cilíndrico en penetración.

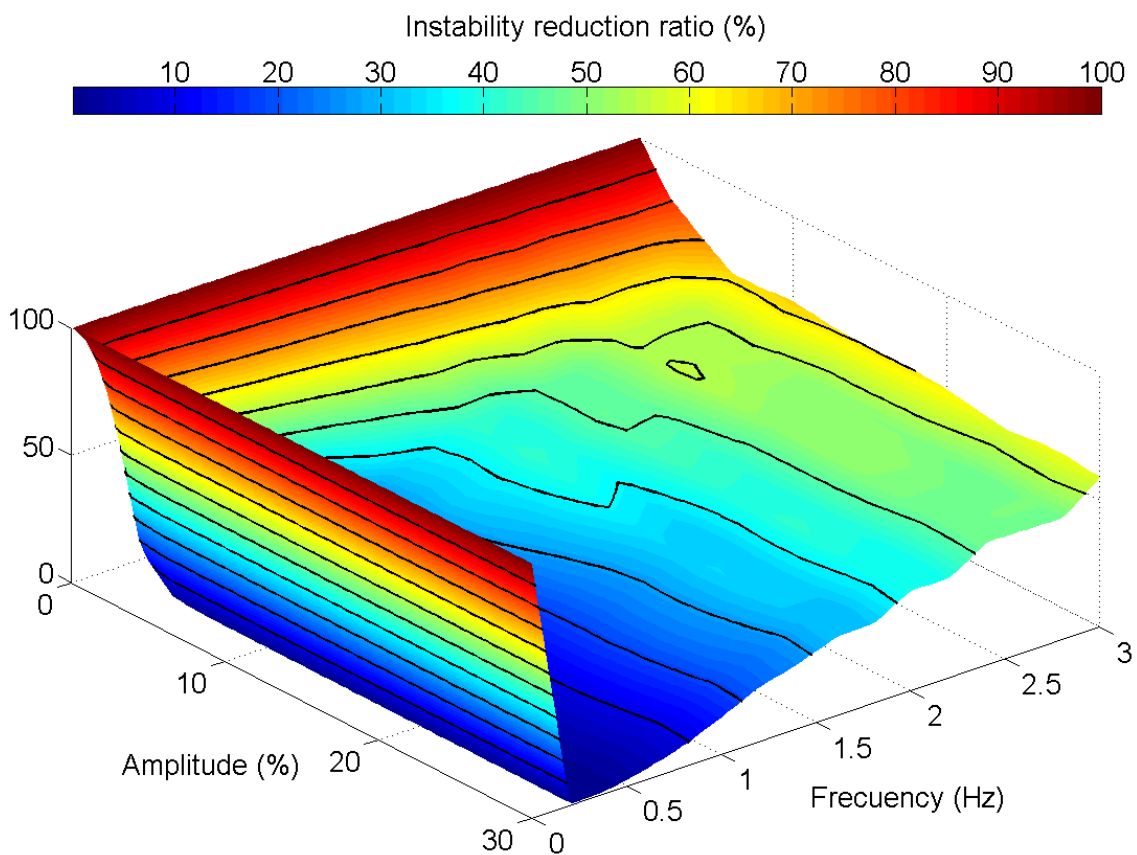


Figura 4.6. Mapa de estabilidad con velocidad variable para el rectificado cilíndrico en vaivén.

Uno de los aspectos clave de este trabajo y objetivo de la tesis es la reducción del coste computacional requerido para obtener estos mapas de estabilidad con la aplicación de velocidad variable. Por un lado se ha obtenido cada combinación de amplitud y frecuencia de los mapas de estabilidad para los procesos de rectificado sin centros mediante simulaciones temporales, mientras que para el caso de los procesos de rectificado cilíndrico se ha utilizado el método de semidiscretización.

En la siguiente tabla se muestra una comparativa entre los tiempos de cálculo de un mismo mapa de estabilidad, el correspondiente para rectificado cilíndrico en penetración a la Figura 4.5, obtenido con la simulación temporal y con el método de semidiscretización. Las condiciones de obtención de este mapa se encuentran recogidas en el ejemplo del Capítulo 6.

Previamente al análisis experimental cabe hacer una consideración respecto a llevar a la práctica la variación de giro de pieza. Mientras que en el proceso de rectificado cilíndrico la variación se aplica directamente sobre el eje de giro de la pieza, en el rectificado sin centros la variación se aplica sobre el eje que controla la muela reguladora, que tiene normalmente un peso mucho mayor. Por ejemplo, para una máquina E327-MDA de Danobat, con muelas de hasta 500 mm de longitud, los límites se encuentran en combinaciones de frecuencia 0.5 Hz para amplitudes mayores del 10% de una velocidad nominal de 47 rpm, o frecuencias de hasta 5 Hz para amplitudes menores o iguales al 10% de dicha velocidad.

Analizando los resultados experimentales, se observan en los sucesivos trabajos presentados en los artículos 1, 2 y 3 una buena correlación entre los valores obtenidos en los ensayos y los calculados en los mapas de estabilidad, mediante la aplicación de combinaciones concretas de amplitud y frecuencia de variación. En este punto hay que resaltar que, si bien el grado de reducción de la inestabilidad teórico se obtiene como relación entre la amplitud de la severidad sobre un rango de frecuencias dado para la simulación temporal del proceso de rectificado sin centros (al igual que se obtiene experimentalmente), en el caso del proceso de rectificado cilíndrico este grado de reducción se corresponde con el obtenido a partir de la variación de la amplitud del autovalor máximo, siendo el grado de reducción experimental el mismo que el utilizado para el rectificado sin centros.

Aun así, las reducciones porcentuales son similares en ambos casos, validando de esta forma la metodología de cálculo tanto con las simulaciones temporales como con la semidiscretización, así como la aplicación de la velocidad variable como método para suprimir o reducir las inestabilidades dinámicas en los procesos de rectificado analizados.

Otro punto a tener en cuenta es la facilidad de implementación de esta tecnología en el ámbito industrial, ya que se aprovecha la capacidad de los controles numéricos actuales para realizar las variaciones sobre la velocidad de giro de pieza mediante las instrucciones internas disponibles, teniendo que introducir solo como datos de entrada adicionales la amplitud y la frecuencia de la variación.

Método de cálculo	Tiempo de cálculo (s)
Simulación temporal	3354
Semidiscretización	357

Tabla 4.1. Comparativa de coste computacional entre simulación temporal y semidiscretización.

4.3 Optimización de los ciclos de rectificado en penetración mediante la variación continua de los parámetros del proceso

Para llevar a cabo el objetivo de optimizar los ciclos de rectificado en penetración, se ha desarrollado en primer lugar un entorno de simulación para analizar, mediante modelos teóricos, el comportamiento del proceso a lo largo del tiempo.

A continuación se presenta el entorno de simulación, representado en un software desarrollado en Matlab®, denominado Ideko Grinding Simulator, en su versión 1.3.

La primera ventana de este software de simulación temporal del proceso de rectificado (Figura 4.7) muestra los datos generales de:

- Selección del tipo de proceso, a elegir entre rectificado cilíndrico en penetración y rectificado sin centros en penetración.
- Selección del modelo de máquina, que incluye los parámetros dinámicos del análisis modal y la rigidez estática asociadas.

Además, dentro de esta ventana se seleccionan los datos de:

- Muela rectificadora (Figura 4.7): tipo de abrasivo, aglomerante, tamaño de grano, grado y estructura, además de los datos geométricos de diámetro y anchura.
- Pieza (Figura 4.8): material de pieza, dureza, parámetros térmicos de conductividad, difusividad y capacidad calorífica, además de los datos geométricos de diámetro exterior e interior y longitud total y longitud rectificada. Perfil inicial de la pieza, representado por las componentes de lóbulos, su amplitud y fase.
- Datos de muela reguladora y regla para el rectificado sin centros (Figura 4.8): especificación y geometría de la muela y material, anchura y ángulo de la regla de apoyo.
- Condiciones de diamantado (Figura 4.9): donde se incluye el tipo de diamantador entre estacionario y disco y los parámetros de diamantado: velocidad, pasada, velocidad de giro del disco.
- Constantes calibradas de los modelos utilizados (Figura 4.9).

En la siguiente ventana del software se seleccionan los parámetros del ciclo de rectificado:

- Velocidad de giro de pieza (o de muela reguladora en el caso del proceso de rectificado sin centros), seleccionando la velocidad inicial y final dentro del ciclo, el tipo de variación (constante, rampa, sinusoidal), la posibilidad de incluir o no la variación durante el tiempo de chispeo y la aplicación de una sinusoidal añadida a la variación representada por la amplitud y frecuencia de variación.
- Velocidad de giro de muela rectificadora, seleccionando los mismos parámetros que para la velocidad de giro de pieza.
- Ciclo de rectificado en función del sobrematerial a eliminar y el tiempo de ciclo, pudiendo seleccionar un ciclo convencional con sus cuatro etapas escalonadas, cada una con su velocidad, pasada y velocidad de giro de pieza, o un ciclo de velocidad variable descendiente en función de la señal seleccionada (rampa, sinusoidal, logarítmica).

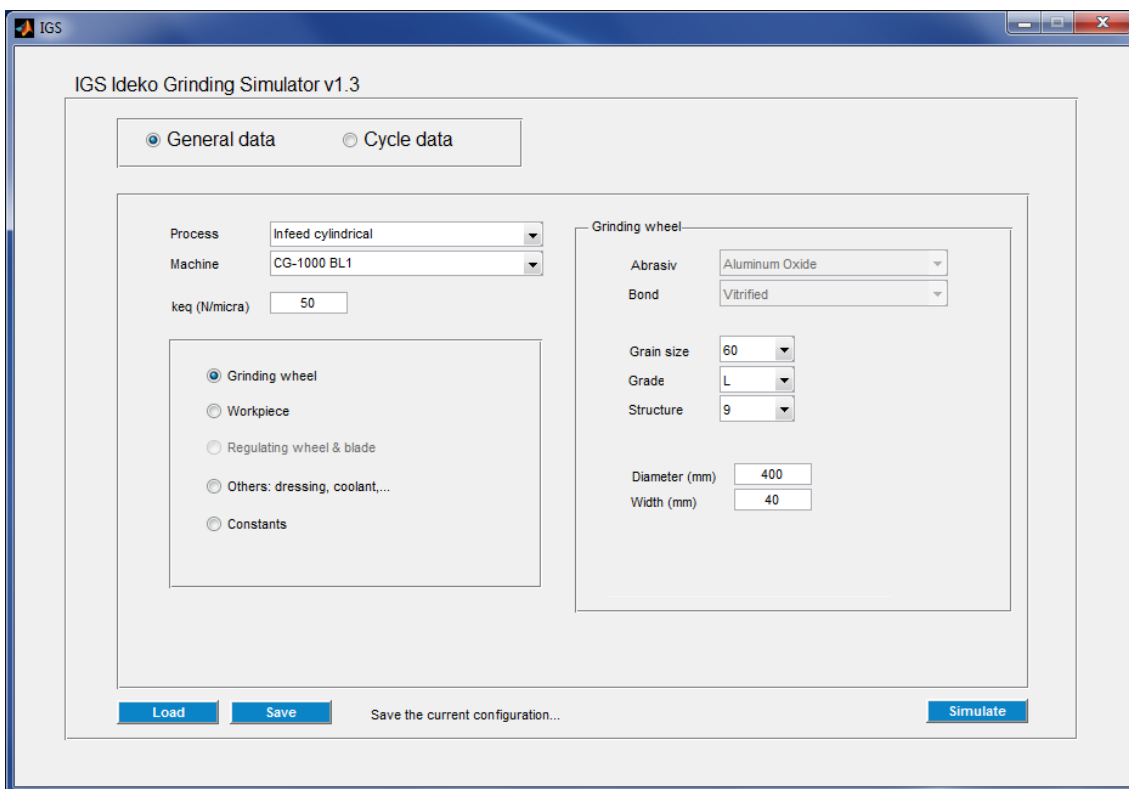


Figura 4.7. Ventana de selección del tipo de máquina y muela rectificadora.

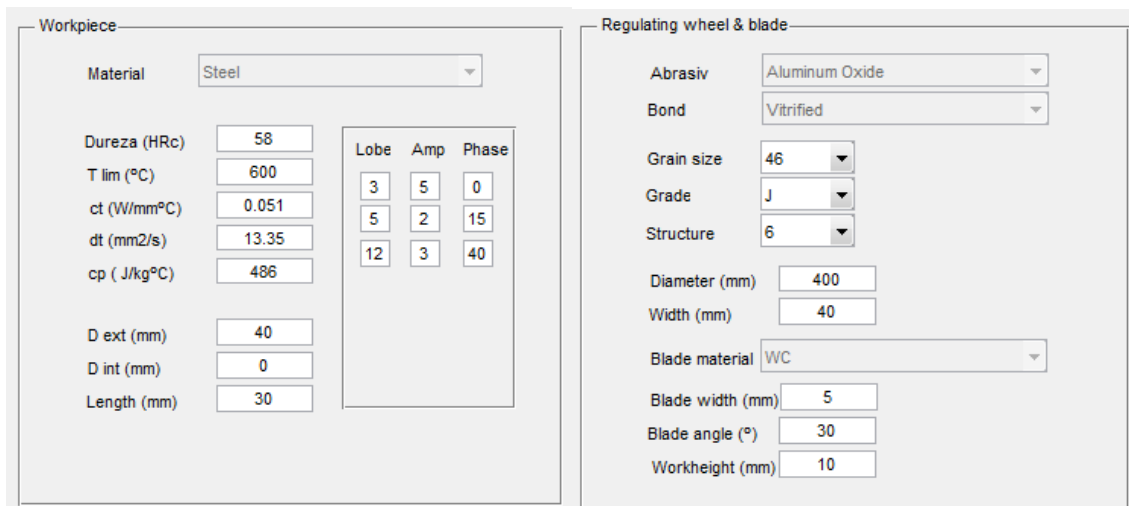


Figura 4.8. Ventana de selección de los parámetros de pieza y de muela reguladora y regla para el rectificado sin centros.

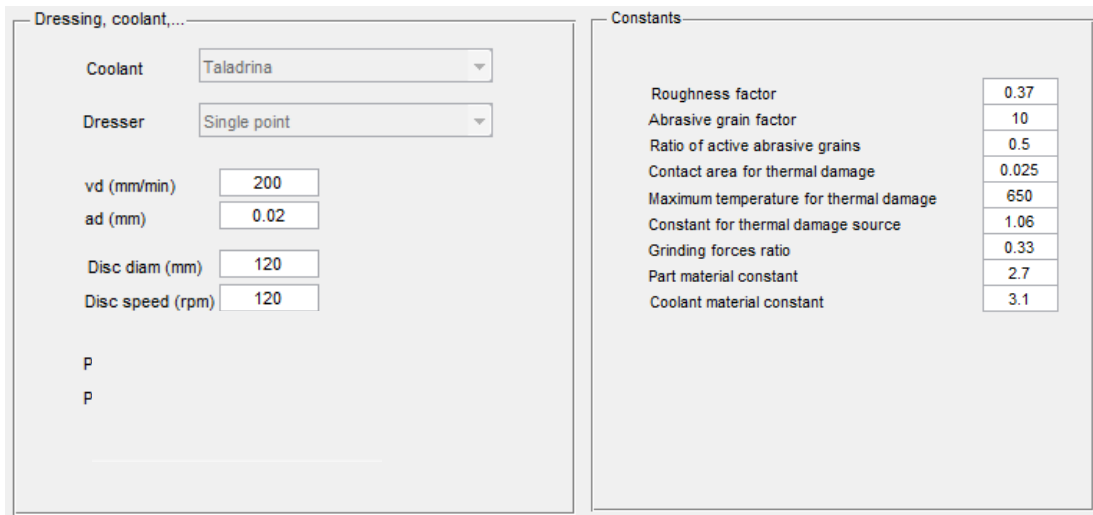


Figura 4.9. Ventana de selección de los parámetros de diamantado y las constantes de los modelos utilizados.

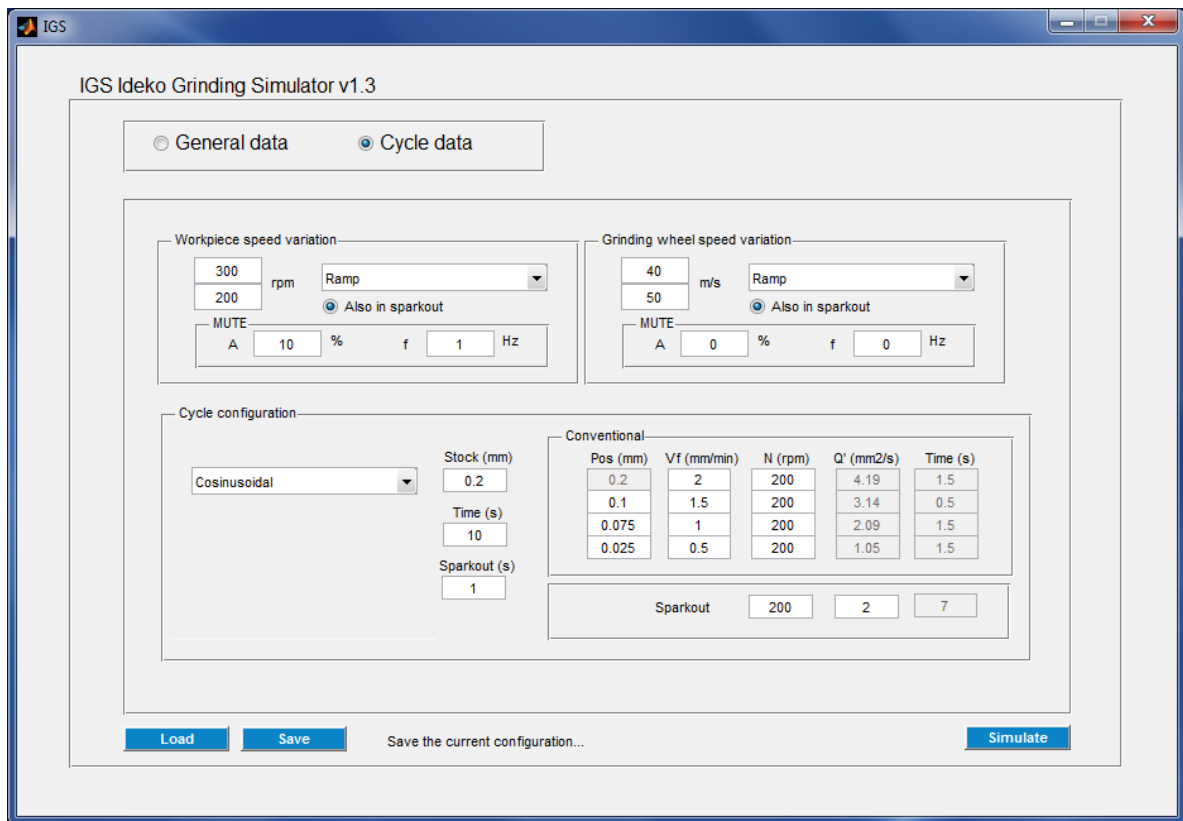


Figura 4.10. Ventana de selección de los parámetros del ciclo de rectificado.

Una vez seleccionados los parámetros de entrada, se lanza la simulación temporal. El algoritmo desarrollado en Matlab que se lleva a cabo durante la misma es el siguiente:

- Recoger los datos de entrada de las ventanas y los datos dinámicos en función de la máquina seleccionada.

- Generación de las señales temporales de los parámetros del ciclo de rectificado: velocidad de avance, velocidad de giro de pieza y velocidad de giro de muela.
- Generación del radio inicial de la pieza discretizado en un número suficiente de puntos, en función de la frecuencia de vibración máxima, y teniendo en cuenta el radio y el perfil inicial introducido.
- Comienzo del bucle de simulación a lo largo del tiempo de ciclo donde:
 - Se actualiza el radio teórico de la pieza en función de la velocidad de avance.
 - Se actualiza la rigidez de corte del proceso en función de las variaciones de las velocidades del ciclo.
 - Se calcula la componente dinámica en función de los parámetros del proceso.
 - Se actualiza el defecto de radio y el radio real en función del radio teórico, la rigidez de corte y la componente dinámica.
 - Se calcula el espesor de viruta máximo en función de los parámetros actualizados del ciclo.
 - Se calcula la rugosidad R_a en función del espesor de viruta actualizado.
 - Se calculan las fuerzas de rectificado y la potencia de rectificado, y la energía específica.
 - Se calcula la potencia límite de daño térmico.
- Una vez se han calculado las evoluciones de los parámetros comentados a lo largo del tiempo de ciclo, se muestran en sucesivas gráficas.

En estas gráficas se muestran:

- La evolución del defecto de radio como diferencia entre el radio teórico obtenido en función de la velocidad de avance y el radio real obtenido en relación a la influencia de la componente dinámica y la deflexión del sistema (Figura 4.12).
- La evolución del espesor de viruta máximo y la rugosidad R_a , al igual que el perfil final de la pieza en función del perfil inicial introducido, que nos da como resultado el valor de la redondez de la pieza (Figura 4.13).
- La evolución de las fuerzas normal y tangencial generadas durante el proceso de rectificado, así como de la potencia de rectificado y la potencia límite por encima de la cual puede aparecer el daño térmico (Figura 4.14).
- La evolución de la energía específica del proceso, así como un resumen de los resultados finales donde se muestran los valores obtenidos de rugosidad, redondez, tolerancia diametral, potencia máxima o profundidad de quemado en el caso de que se produzca daño térmico (Figura 4.15).
- La evolución de la temperatura alcanzada en la zona de corte, así como la partición de energía de rectificado que va hacia la pieza (Figura 4.16).

La formulación utilizada para la obtención de estas gráficas está explicada detalladamente en el Capítulo 9.

En la Figura 4.11 se muestra un ejemplo con diferentes variaciones sobre las tres velocidades que gobiernan el proceso de rectificado en penetración: velocidad de avance, velocidad de giro de pieza y velocidad de giro de muela rectificadora. Nótese que a la velocidad de giro de pieza se le ha aplicado una variación descendente desde un valor superior hasta una final inferior, a la que se ha superpuesto una variación sinusoidal con cierta amplitud y frecuencia. Las posibilidades que ofrece el entorno de simulación para analizar las variaciones son múltiples, tal como se observa en este ejemplo.

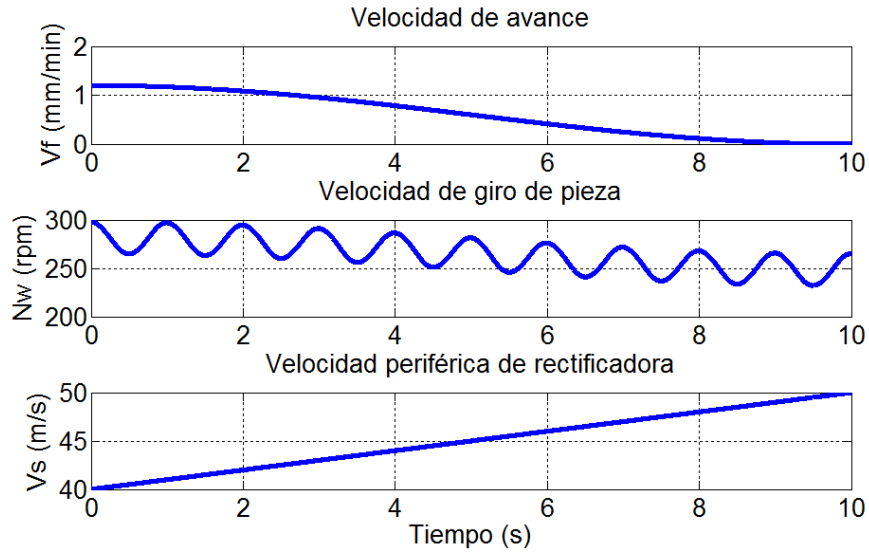


Figura 4.11. Gráfica con las variaciones de los parámetros del ciclo de rectificado.

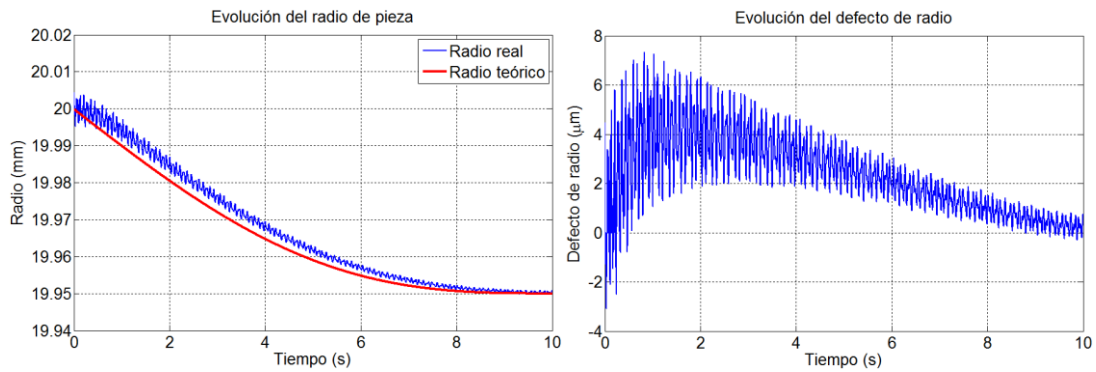


Figura 4.12. Gráficas de la evolución del defecto de radio y del radio real.

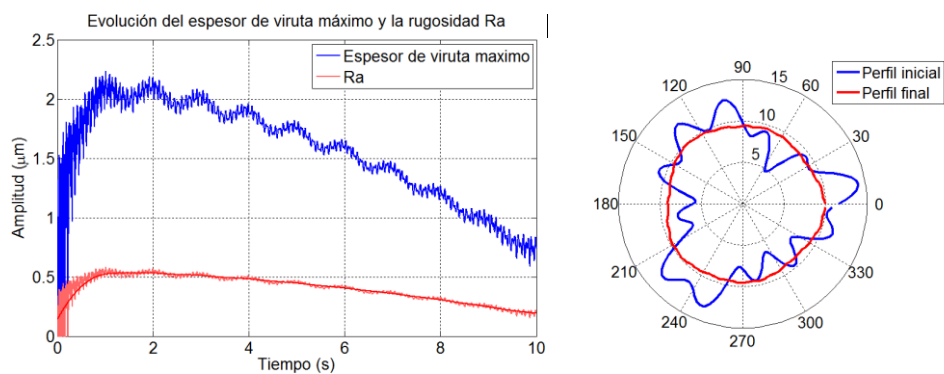


Figura 4.13. Gráficas de la evolución del espesor de viruta máximo, la rugosidad y el perfil de la pieza.

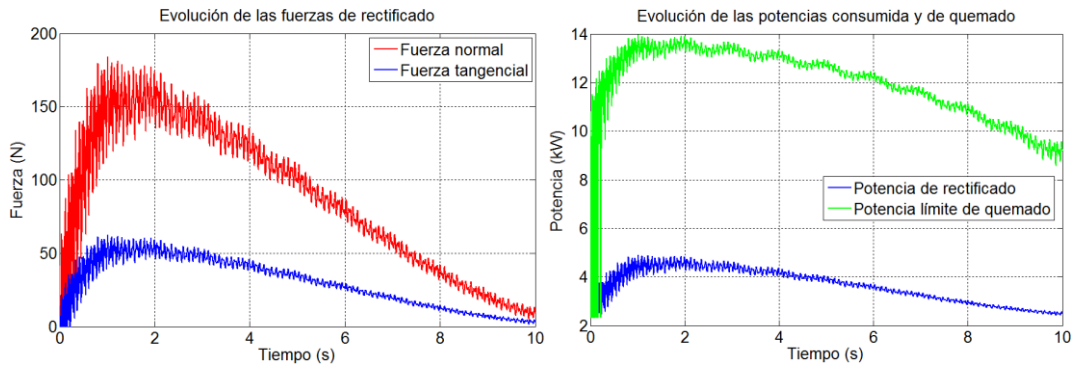


Figura 4.14. Gráficas de la evolución de las fuerzas y potencias de rectificado.

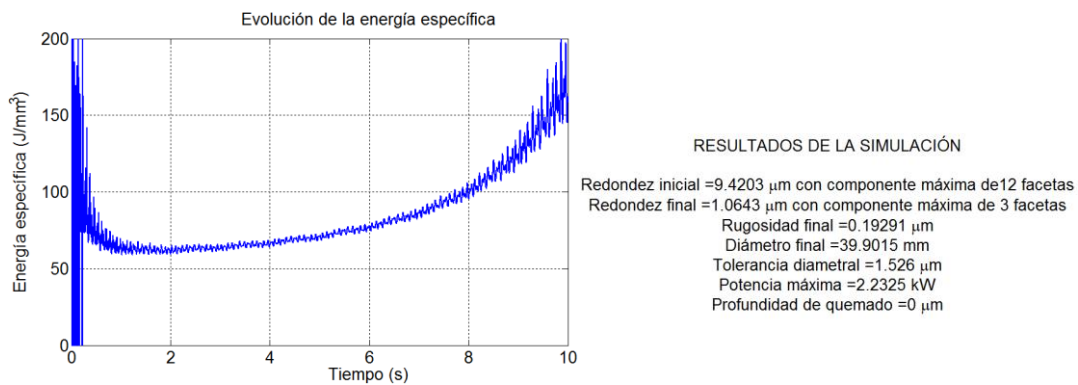


Figura 4.15. Gráficas de la evolución de la energía específica y resumen de resultados.

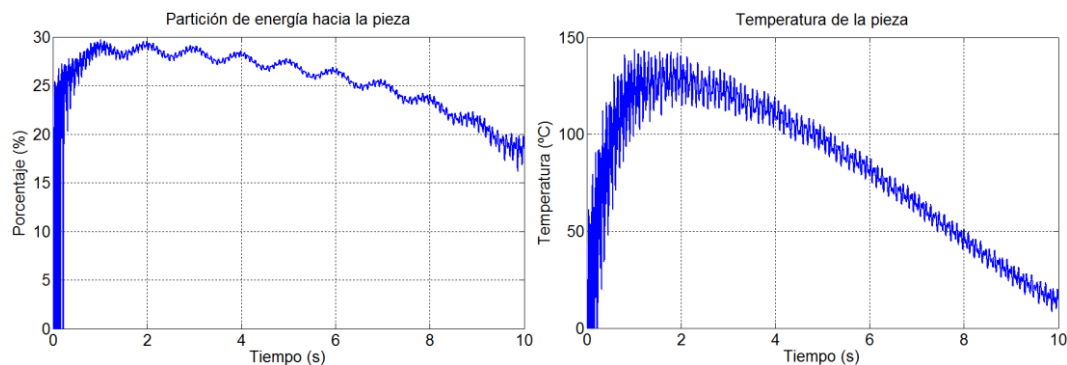


Figura 4.16. Gráficas de la evolución de la partición de energía y la temperatura de pieza.

Una vez se dispone del entorno de simulación expuesto, se realiza el análisis teórico de las condiciones óptimas de variación de los parámetros del proceso: velocidad de avance, velocidad de giro de pieza y velocidad de giro de muela. En primer lugar hay que comentar que se han seleccionado señales de variación sencillas para su posterior implementación en el control numérico de máquina de manera simple. Por ello, se han introducido variaciones de tipo rampa y sinusoidal.

En el Capítulo 8 se presenta el primer trabajo al respecto, correspondiente al artículo denominado “*Continuous variable feed rate: a novel method for improving infeed grinding processes*”. En este trabajo se muestra una primera aproximación basada en

la aplicación de la velocidad variable continuamente decreciente de la velocidad de avance y se analiza la evolución teórica y experimental de las tolerancias de pieza de acabado superficial, redondez y tolerancia diametral, tanto en condiciones estables como en condiciones dinámicamente inestables. Realizando una comparativa con velocidad variable decreciente en forma de rampa y sinusoidal, junto con diferentes ciclos convencionales con velocidades constantes por etapas, se observan mejores resultados en todos los aspectos con la aplicación de velocidad variable de avance, y en concreto con la forma sinusoidal frente a la forma en rampa.

Igualmente, se muestra en este artículo una comparativa entre los resultados medidos en condiciones reales de rugosidad, redondez y potencia de rectificado con los simulados mediante el software desarrollado, donde se observa una buena correlación de resultados entre ambas aproximaciones, validando de esta manera el entorno de simulación.

Continuando el estudio de aplicación de velocidades variables para la generación de ciclos de rectificado en penetración, se presenta en el Capítulo 9 un análisis que profundiza en la combinación de variaciones sobre los tres parámetros principales del ciclo: la velocidad de avance, la velocidad de giro de pieza y la velocidad de giro de muela rectificadora.

Mediante este análisis, en primer lugar se realiza un estudio de las variaciones más adecuadas para conseguir las mejores calidades finales en la pieza evitando igualmente las posibles limitaciones del proceso, todo ello en función de los objetivos perseguidos para un proceso concreto. De esta manera, en la Figura 4.17 se muestra un ejemplo de las estrategias de variación óptimas teniendo en cuenta la consecución conjunta de los siguientes objetivos habituales en los procesos de rectificado:

- Controlar el espesor de viruta a lo largo del proceso, con lo que se controla igualmente la agresividad del proceso, de forma que sea lo más uniforme posible.
- Reducir el tiempo de ciclo o aumentar la productividad, al maximizar la tasa de arranque.
- Reducir el consumo energético.
- Evitar el daño térmico sobre la superficie de la pieza.
- Evitar vibraciones, inestabilidades dinámicas u otras perturbaciones a lo largo del ciclo de rectificado.
- Reducir las fuerzas de rectificado durante la etapa de acabado para minimizar la deflexión del sistema.
- Conseguir un mejor acabado superficial de rugosidad.
- Conseguir unas mejores tolerancias dimensionales y geométricas.

Una vez definidas las estrategias de variación óptimas mediante el entorno de simulación, se ha dado paso al análisis experimental, con el objetivo de validar algunas de las estrategias propuestas.

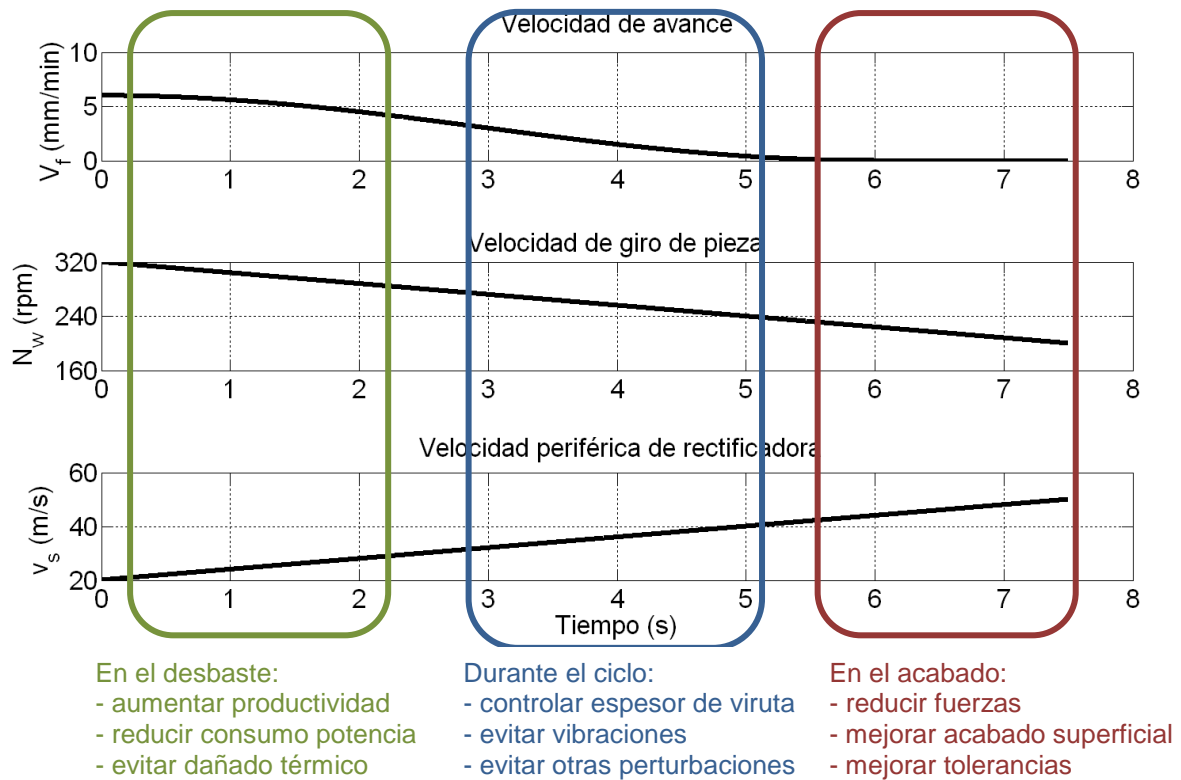


Figura 4.17. Ejemplo de estrategias de variación de las velocidades del ciclo.

A lo largo del trabajo llevado a cabo durante las sucesivas pruebas en máquina, presentado en el Capítulo 8 y en el Capítulo 9, se han seguido las estrategias planteadas en la figura anterior basadas en:

- Una disminución progresiva de la velocidad de avance desde un valor máximo hasta un valor nulo o casi nulo.
- Una disminución progresiva de la velocidad de giro de pieza.
- La velocidad de giro de muela se ha mantenido constante durante la fase experimental de este trabajo.

Aunque en el análisis teórico se ha observado la clara influencia de la variación de la velocidad de muela rectificadora durante el rectificado, a la hora de llevar esta variación a la práctica se presentan diversas dificultades que suponen un trabajo adicional a la hora de conseguir dicha variación, debido principalmente al equilibrado continuo de la muela o a la capacidad del variador de frecuencia de llevar a cabo las variaciones propuestas. Es por estas razones que para el análisis experimental se ha mantenido la velocidad de muela rectificadora constante, quedando pendiente analizar su influencia en futuros estudios. Aun así, se presentan a continuación en la Figura 4.20 diferentes mediciones de la variación de la velocidad de giro de muela en vacío (sin rectificar) y su influencia en la potencia consumida, con lo que se valida la capacidad del software de realizar las variaciones comandadas.

Por otra parte, se enumeran las siguientes consideraciones en relación al análisis experimental y los resultados obtenidos:

- Estas estrategias se han probado tanto en el proceso de rectificado cilíndrico en penetración como en el proceso de rectificado sin centros en penetración.

- Igualmente, se han analizado señales de variación con diferentes formas: rampas rectas y sinusoidales.
- Como resultados de los ensayos se ha medido: potencia de rectificado, rugosidad de la superficie rectificada, redondez y tolerancias dimensionales de las piezas, vibraciones durante el proceso o el ratio G. Además, se ha analizado visualmente la aparición de dañado térmico en la pieza o la aparición de posibles marcas o patrones visuales sobre la superficie de la pieza.

El objetivo principal durante estos ensayos ha sido el de comparar los resultados obtenidos con ciclos convencionales de velocidades escalonadas con los obtenidos con ciclos de velocidades variables equivalentes en tiempo de ciclo y sobrematerial a eliminar en la pieza. De esta forma, a continuación se muestran tabulados los resultados obtenidos en cada una de las pruebas llevadas a cabo en el Capítulo 8 y en el Capítulo 9, mostrando la comparativa entre ellos. En todos los casos se muestran los mejores valores obtenidos para cada prueba.

Capítulo	Proceso	Ciclo	Chispeo	Redondez (µm)	Tol. Ø (µm)	R _a (µm)	Pot _t máx (kW)
8	RSC	Convencional	No	3.9±0.38	14.2±1.99	0.65±0.029	14.2
8	RSC	Variable avance	No	2.3±0.22	2.1±0.91	0.41±0.016	16.8
8	RSC	Convencional	Si	1.8±0.21	2.2±0.88	0.50±0.030	17.8
8	RSC	Variable avance	Si	1.7±0.18	0.2±0.24	0.40±0.021	16.8
8	Cilíndrico	Convencional	No	1.5±0.20	5.1±1.1	0.53±0.024	-
8	Cilíndrico	Variable avance	No	1.0±0.21	2.1±0.5	0.46±0.022	-
8	Cilíndrico	Convencional	Si	0.9±0.15	1.0±0.3	0.43±0.029	-
8	Cilíndrico	Variable avance	Si	0.8±0.05	0.1±0.2	0.40±0.020	-
9	Cilíndrico	Convencional	No	1.3±0.19	5.0±1.0	0.49±0.020	-
9	Cilíndrico	Var. avance+pieza	No	0.8±0.15	1.6±0.6	0.42±0.021	-
9	Cilíndrico	Convencional	Si	0.8±0.11	1.0±0.2	0.42±0.015	-
9	Cilíndrico	Var. avance+pieza	Si	0.6±0.06	0.1±0.1	0.37±0.011	-
9	Cilíndrico	Convencional	Si	1.50±0.23	-	0.30±0.021	3.8
9	Cilíndrico	Var. avance+pieza	Si	0.77±0.12	-	0.28±0.015	3.4
9	Cilíndrico	Convencional	Si	1.92±0.21	-	0.35±0.019	5.1
9	Cilíndrico	Var. Avance+pieza	Si	1.12±0.15	-	0.31±0.011	4.2

Tabla 4.2. Comparativa entre ciclos convencionales y con velocidades variables.

Se observa en estos resultados mejoras en la rugosidad de entre un 10 a un 30% o en la redondez de hasta un 40% en ciertos casos.

4.4 Software CNC implementado en máquina para la variación de los parámetros de rectificado

En paralelo al estudio teórico llevado a cabo para la aplicación de velocidades variables en el proceso de rectificado y que ha culminado en la elaboración del entorno de simulación presentado en el apartado anterior, se ha desarrollado un software CNC en código ISO que se ha implementado en diferentes máquinas de DANOBAT para validar las estrategias de variación planteadas, con el fin de disponer de una herramienta industrial donde aplicar el conocimiento adquirido en el transcurso de esta tesis.

Como primer paso de este desarrollo se han definido las especificaciones que tiene que cumplir el software para una correcta implementación en un entorno industrial. Debido a las necesidades avanzadas de programación, se han seleccionado los controles Siemens 840D como entorno de desarrollo, teniendo en cuenta que dichos controles son los más utilizados en las máquinas de DANOBAT.

Analizando la programación de estos controles Siemens, se ha definido la variación de los parámetros controlados del proceso en función de las funcionalidades que ofrecen. Se definen entonces las instrucciones programadas por el usuario, que son evaluadas en el ciclo de interpolación del NCK (*Numerical Control Kernel*) durante la ejecución del programa pieza.

Dentro de las posibles acciones que se pueden realizar con estas instrucciones, se encuentran dos tipos que se adaptan perfectamente a la tecnología planteada de variación continua controlada de los parámetros del proceso: actuar sobre la velocidad de los ejes y variar los parámetros de máquina.

Una vez se dispone de la metodología para el control de las velocidades del proceso, se plantean las siguientes especificaciones:

- La variación continua de las velocidades se ejecuta mediante instrucciones internas del control durante el tiempo necesario para llegar desde una cota inicial equivalente como mínimo al sobrematerial máximo a eliminar en el proceso de rectificado, hasta una cota final equivalente al diámetro final requerido de la pieza rectificadora.
- La cota inicial es introducida por el operario de la máquina rectificadora como “sobrematerial máximo (mm)”. En caso de que la máquina disponga de un detector de *gap*, la cota inicial puede ser obtenida desde el propio control numérico a partir de la señal que da este dispositivo.
- La cota final es introducida por el operario de la máquina rectificadora como “diámetro final (mm)”. En caso de que la máquina disponga de un medidor *in-process* de diámetro, la cota final puede ser obtenida desde el propio control numérico a partir de la señal que da este dispositivo.
- La variación continua de la velocidad de avance se realiza desde un valor máximo inicial hasta un valor final mínimo o nulo, introducido por el operario, en función del tipo de señal de variación que se haya seleccionado: rampa, sinusoidal...
- La variación continua de la velocidad de giro de pieza se realiza mediante una acción síncrona durante el tiempo de ciclo, desde un valor inicial introducido por el usuario, hasta un valor final igualmente introducido por el usuario, en función del tipo de señal de variación que se haya seleccionado: rampa, sinusoidal...

- La variación continua de la velocidad de giro de muela rectificadora se realiza mediante una acción síncrona durante el tiempo de ciclo, desde un valor inicial introducido por el usuario, hasta un valor final igualmente introducido por el usuario, en función del tipo de señal de variación que se haya seleccionado: rampa, sinusoidal,...

Teniendo en cuenta estas especificaciones, se desarrolla un programa pieza en código ISO, que tiene como parámetros de entrada:

- Sobrematerial a eliminar de la pieza (mm).
- Diámetro final de pieza (mm).
- Tiempo de rectificado (s).
- Tiempo de chispeo (s), de manera opcional.
- Disponibilidad de la señal de *gap* de contacto inicial.
- Disponibilidad de la señal de medidor de cota final.
- Velocidad de giro de pieza inicial y final (rpm), o de la muela reguladora en el proceso de rectificado sin centros.
- Amplitud y frecuencia de la variación de giro de pieza (rpm), de manera opcional.
- Velocidad de giro de muela rectificadora inicial y final (rpm).
- Tipo de señal de variación a aplicar a la velocidad de avance (sinusoidal por defecto).
- Tipo de señal de variación a aplicar a la velocidad de giro de pieza (sinusoidal por defecto).
- Tipo de señal de variación a aplicar a la velocidad de giro de muela rectificadora (sin variación por defecto).

El programa pieza realiza entonces los cálculos iniciales necesarios para preparar las variaciones de las velocidades en función de los datos de entrada. Una vez se dispone de todos los datos necesarios, se activan las instrucciones para llevar a cabo las variaciones entre las cotas inicial y final definidas, completando el ciclo de rectificado con el uso opcional del tiempo de chispeo.

Una vez se ha realizado el software en función de las especificaciones iniciales y utilizando las instrucciones mencionadas, de tal forma que se dispone de la tecnología para aplicar variaciones a las velocidades de los ejes controlados de avance, giro de pieza y giro de muela rectificadora, se han realizado pruebas preliminares para analizar su correcto funcionamiento. Estas pruebas se han llevado a cabo con movimientos en vacío en primer lugar.

Para la validación de los ejes controlados por el control Siemens, las velocidades de los ejes de avance (eje X1 en la máquina analizada) y eje de giro de pieza (eje C1 en la máquina analizada) se han medido mediante la opción disponible en el propio control para la adquisición de las variables controladas. Esta opción está incluida en el denominado *Servotrace*, mediante el cual se pueden adquirir hasta 4 señales internas del control (Figura 4.18).

En la siguiente Figura 4.19 se muestra una adquisición realizada con el *Servotrace*. En esta imagen, las dos señales de arriba se corresponden con la velocidad de avance de la pieza (*Tr_2*) y la posición del eje asociada a la velocidad (*Tr_1*). Como se observa, para un tiempo dado de 30 segundos de ciclo más 2 segundos de chispeo, para recorrer 0.4 mm en diámetro (0.2 mm en radio) la señal de velocidad media es de 0.4 mm/min, por lo que el valor de la sinusoidal varía desde 0.8 mm/min hasta cero.

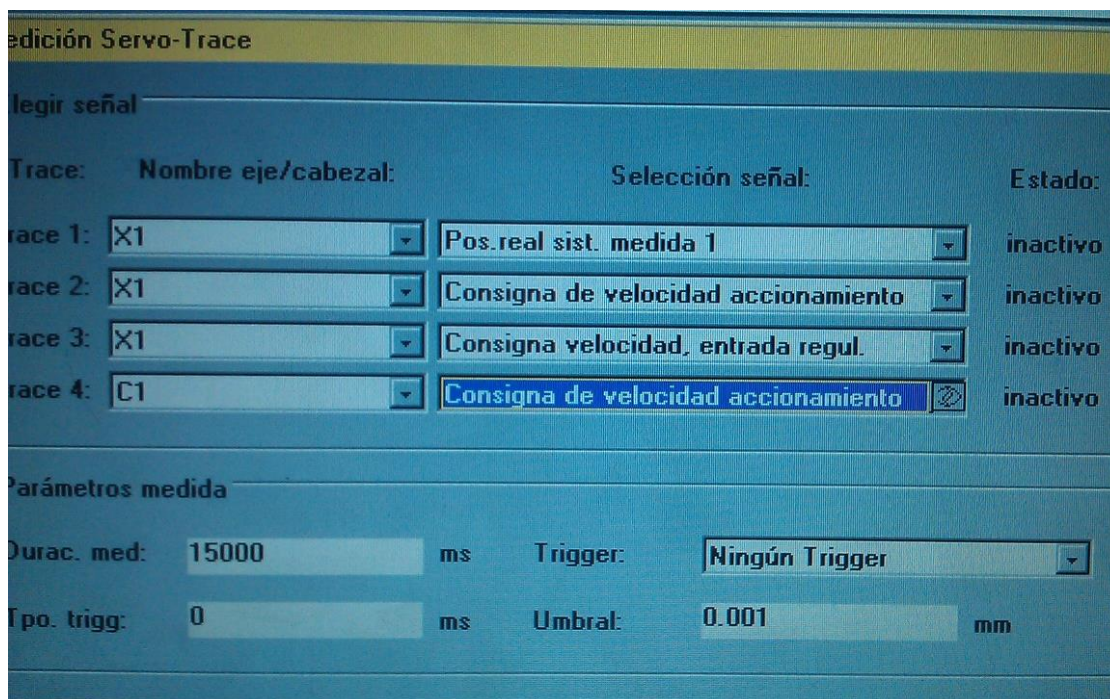


Figura 4.18. Selección de parámetros de adquisición mediante el Servotrace de Siemens.

Además, en la gráfica de debajo de la figura, se observa una variación de la velocidad de giro de pieza (Tr_3). En esta señal están superpuestas dos variaciones: por un lado una variación descendente en forma de rampa desde un valor medio de 200 rpm hasta un valor medio de 100 rpm, y por otra parte una variación sinusoidal de amplitud 4 % y frecuencia 0.5 Hz.

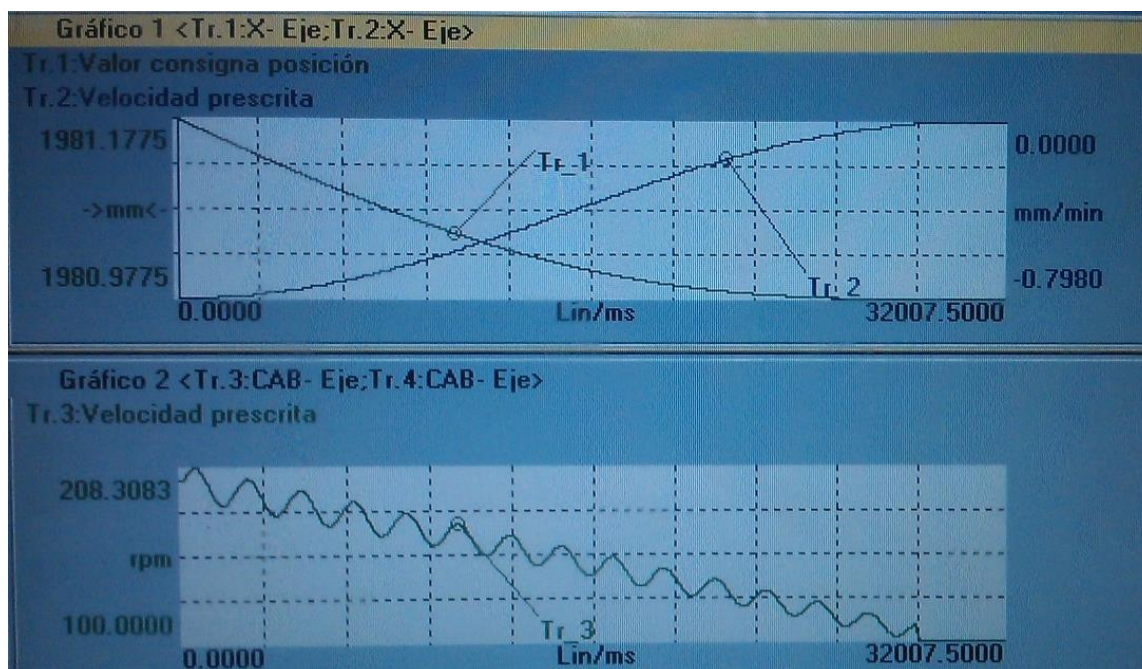


Figura 4.19. Adquisición de las velocidades variables de avance y giro de pieza mediante Servotrace.

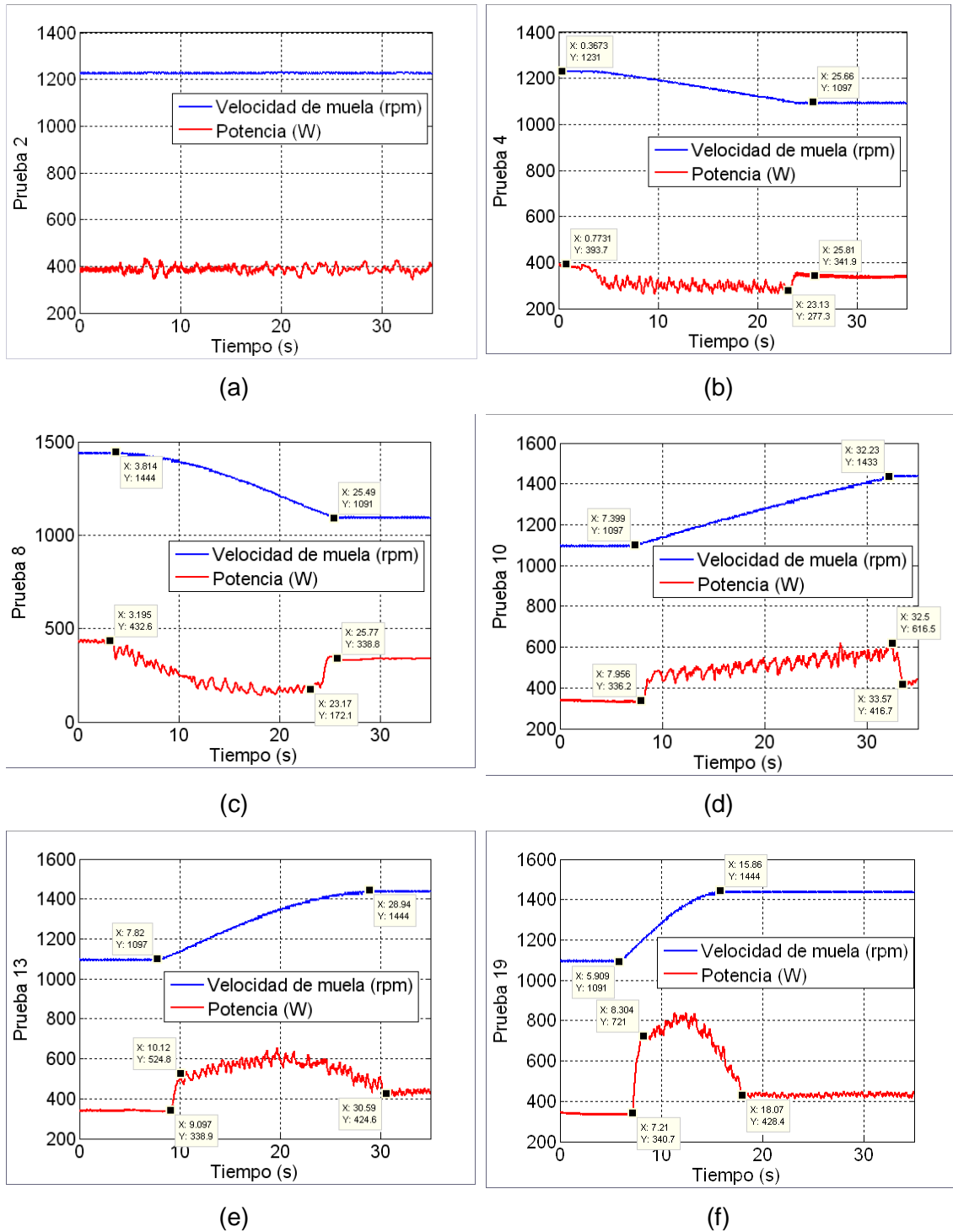


Figura 4.20. Variaciones de la velocidad de giro de muela rectificadora y su influencia en la potencia consumida.

En el caso de variación de giro de muela, al estar controlada por un variador de frecuencia, la validación se ha realizado mediante un tacómetro que mide la velocidad de la muela. Además se han adquirido señales de potencia para observar la influencia de la variación de velocidad en la misma. Las señales de potencia se han adquirido aprovechando la salida analógica disponible en el variador de frecuencia. Mediante un programa de adquisición propio se han generado las gráficas de la Figura 4.20 que ilustran la variación de velocidad de muela y la potencia del cabezal asociada.

La señal (a) de la figura se corresponde con una velocidad de giro de muela rectificadora constante de 1231 rpm. Su potencia equivalente, también constante, es de 395 W. En las gráficas (b) y (c) se observa la variación de la velocidad de muela desde un valor inicial de 1231 y 1444 rpm hasta un valor final de 1097 rpm, en función de dos variaciones rampa y sinusoidal respectivamente. La variación se realiza durante 25 segundos. Se observa en la señal de potencia una disminución en el transcurso de la variación, debido a que el motor necesita un menor consumo en relación a la velocidad de giro. En las gráficas (d) y (e) se observa el efecto inverso al realizar una variación desde un valor inicial de 1097 rpm hasta un valor de 1444 rpm con las señales de rampa y sinusoidal respectivamente.

La señal (f) muestra una variación de la velocidad sinusoidal ascendente desde un valor de 1097 rpm hasta uno de 1444 rpm, en un tiempo de 10 segundos. Se observa que el motor responde perfectamente a la variación. Sin embargo, habrá que tener en cuenta que para tiempos de rectificado muy bajos, de pocos segundos, es posible que el motor no pueda controlar la variación de velocidad, debido a las inercias propias del mismo.

Este software es el que se ha utilizado para los ensayos tanto del Capítulo 8, correspondiente al artículo 4, como para el trabajo experimental mostrado en el Capítulo 9.

Capítulo 5

Effectiveness of continuous workpiece speed variation (CWSV) for chatter avoidance in throughfeed centerless grinding

En este artículo se presenta la efectividad de la aplicación de la técnica de velocidad variable de pieza mediante la variación continua de la velocidad de la muela reguladora, con el objetivo de evitar la aparición de *chatter* en el proceso de rectificado sin centros en pasante. En primer lugar se presenta un modelo de simulación temporal para el proceso con el que se predice el comportamiento dinámico mediante la evolución del error de redondez y en donde se implementa la velocidad variable de pieza como método de perturbación de la inestabilidad dinámica. Se llevan a cabo ensayos con los que se valida el modelo en función de mediciones de redondez, rugosidad y tolerancia dimensional. Se demuestra que la selección de los parámetros de variación óptimos es un factor importante no solo para evitar el *chatter*, sino también para la estabilidad del acabado superficial y las tolerancias dimensionales, ya que la variación de giro de pieza tiene una influencia directa en el avance en pasante y las fuerzas de rectificado generadas.

Effectiveness of continuous workpiece speed variation (CWSV) for chatter avoidance in throughfeed centerless grinding

J. Álvarez^{a,*}, D. Barrenetxea^a, J.I. Marquínez^a, I. Bediaga^a, I. Gallego^b

^aIDEKO IK4 S.COOP., Pol. Industrial de Arriaga, 2. 20870 Elgoibar, Spain

^bFaculty of Engineering – Mondragon University, Loramendi 4, 20500, Mondragon, Spain

*Corresponding autor. Tel.: +34943748000; fax: +34943743804

E-mail address: jalvarez@ideko.es (J. Álvarez)

Abstract

The continuous rotation speed variation is demonstrated to be an efficient method to avoid regenerative chatter in different machining processes. This paper presents a time domain dynamic model for throughfeed centerless grinding process that can predict chatter by means of part roundness error evolution. Continuous workpiece speed variation (CWSV) has been implemented in this model to analyze the influence of this disturbing method on the dynamic instability. Experimental results have validated the model and verified the effectiveness of CWSV for chatter avoidance and surface finish and dimensional tolerances improvement. It has been demonstrated that the selection of the optimal variation parameters is an important factor not only for chatter avoidance, but also for the stability of surface finish and dimensional tolerances since workpiece speed variation has a direct influence on throughfeed rate and grinding forces.

Keywords: throughfeed, centerless grinding, chatter

5.1 Introduction

The application of spindle speed variation is considered to be one of the practical methods for suppressing regenerative chatter vibration in different machining process, such as milling or turning [Sex78,Alt92,Tsa93,Jay00,Sas02,Ins03,Zat08].

Regarding grinding processes, first studies were carried out experimentally applying continuous variation to the grinding wheel or the workpiece speed, both in cylindrical [Bart71,Ceg73,Kou76,Tak78] and centerless [Til82] processes, where the improvement of workpiece roughness, roundness or wheel wear was shown.

First simulation approach was presented in cylindrical grinding by Inasaki et al [Ina76], who simulated workpiece sinusoidal speed variation and concluded that chatter can be avoided with combinations of short periods and large amplitudes of sinusoidal signal. Knapp [Kna99] obtained the same general conclusions experimentally, and demonstrated that the use of these parameters variation led to roundness error

improvements and material removal rate increases. In 2003, Inasaki et al. [Ina01] revised chatter appearance and suppression methods in grinding processes and concluded that speed variation method is restricted to rough operations because of the adverse effects on workpiece surface quality.

The latest work concerning speed variation in grinding is presented by Barrenetxea et al. [Bar09], who analyzed theoretical and experimentally the implementation of workpiece speed variation in infeed centerless grinding process, obtaining the best combinations of frequency and amplitude values and giving preliminary results of the application in throughfeed operations.

An extensive work has been carried out in the last decades according to the modeling and simulation of the dynamic behavior of centerless grinding process, a preliminary step necessary to analyze the workpiece speed variation influence. Gurney [Gur64] in 1964 was the first author to include the dynamic stability analysis. Subsequently, Furukawa and Miyashita presented several studies [Fur70,Fur71,Fur72,Miy72,Fur73a,Fur73b] in which the regenerative effect on the workpiece and on the grinding wheel was analyzed. Later in 1982, Miyashita et al. [Miy82] included geometric filtering and contact stiffness between wheels and workpiece in their dynamic model. After the dynamic stability analysis carried out by Bueno et al. [Bue90] in which the residual flexibility is taken into account, Gimenez and Nieto [Gim95] developed a time-domain dynamic model with non-linearities in order to quantify process results avoiding linear model limitations. Nieto [Nie98] also studied the influence of spark-out time or initial profile of the workpiece in the process behavior. The latest time-domain dynamic models in centerless grinding are carried out by Li and Shin [Li07] and Brecher and Hannig [Bre08], in which workpiece regenerative chatter is analyzed. Krajnik et al. [Kra08] presented a dynamic model solved in the frequency-domain, in which contact stiffness and damping at each contact between the workpiece and the regulating wheel and the blade are analyzed separately.

Although chatter appearance is higher in throughfeed operations as higher cutting stiffness is generated due to the use of the entire length of the grinding wheel (Figure 5.1), there are only few works [Nie96,Bar10] that analyze dynamic behavior in throughfeed centerless grinding by means of modeling and simulation.

So this paper presents a time-domain dynamic approach that is capable of predicting coupled chatter and lobing instabilities in throughfeed centerless grinding and analyzes the influence of CWSV on these instabilities and on process behavior concerning grinding forces and power, specific energy or workpiece roughness and roundness. Simulations models and variation strategies are based on the authors previous work [Bar09] related to infeed centerless grinding, which has been extended to throughfeed operation.

On the other hand, there are previous works in cylindrical grinding that analyze the generation of variable forces as a result of the periodical variation of the workpiece [Dre99] as well as the effect of these forces in the stability of the process [Man00]. However, in throughfeed centerless operations a variation of grinding forces also exists but it is mainly related to the direct influence of workpiece speed on throughfeed rate.

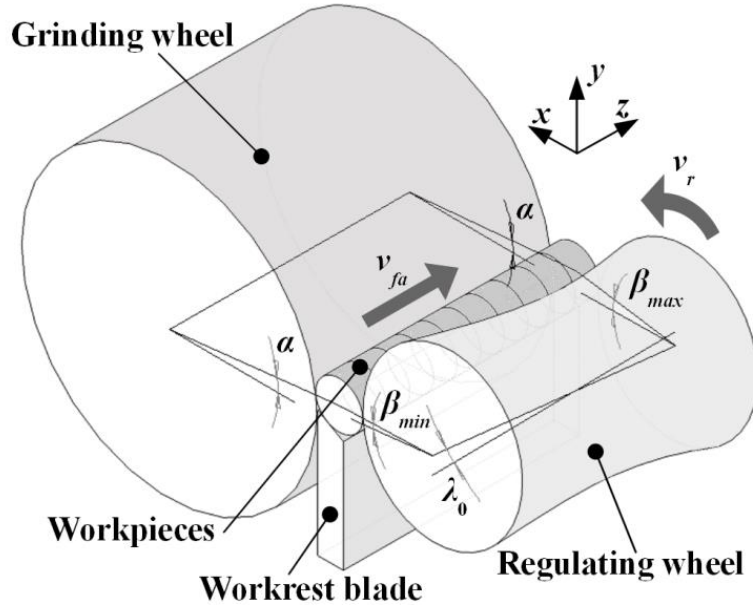


Figure 5.1. Throughfeed centerless grinding configuration.

This paper aims to reveal the importance of optimal parameter selection for the speed variation strategy. Lastly, an experimental validation of the simulation approach and the CWSV strategy is carried out.

5.2 Simulation approach

5.2.1 Time-domain dynamic approach for throughfeed centerless process

In throughfeed centerless process the productivity is governed by the axial feed rate v_{fa} which is obtained by the combination of regulating wheel peripheral speed v_r and the regulating wheel feed angle λ_0 (Figure 5.1).

$$v_{fa} = v_r \sin(\lambda_0) \quad \text{Eq. 5.1}$$

The contact point and the throat angle β between regulating wheel and workpiece changes along the z -axis due to the wheel inclination, so geometric configuration changes as well along z -axis. Therefore, throughfeed centerless process can be simulated as a series of many small infeed grinding cycles each with a slightly different throat angle β . Hence, a discretization of the workpiece profile is carried out, that leads to a simulation of a workpiece section along the grinding wheel whole length, being able to analyze the filling of this length or the process behavior with the length full up.

The infeed simulation described in [Gal07] can be extended to throughfeed by varying throat angle $\beta(z)$, yielding the following expression to predict roundness formation:

$$\delta r_w(t, z) = X(t, z) + g_b(z) \delta r_w(t - \tau_b, z) - g_r(z) \delta r_w(t - \tau_r, z) + \frac{k_w^n}{k_{eq}} [\delta r_w(t - \tau_w, z) - \delta r_w(t, z)] + \varepsilon_D(t, z) \quad \text{Eq. 5.2}$$

k_{eq} is the equivalent stiffness which is expressed as:

$$k_{eq}^{-1} = k_m^{-1} + k_{ce}^{-1} \quad \text{Eq. 5.3}$$

On the other hand, the dynamic term $\varepsilon_D(t, z)$ can be expressed as:

$$\varepsilon_D(t, z) = \sum_{j=1}^{N_m} \left(V_j e^{\lambda_j t} - \frac{V_j}{\omega_j^2} \right) k_w^n \delta r_w(t - \tau_w, z) - k_w^n \delta r_w(t, z) \quad \text{Eq. 5.4}$$

in which V_j can be expressed in this way:

$$V_j = \{C\} \{\phi_j\} \{\phi_j\}^T \{P\} \quad \text{Eq. 5.5}$$

As in equation Eq. 5.2 process static stiffness is included in the experimentally obtained equivalent stiffness, it is necessary to subtract the static contribution of the considered mode shapes from the general expression, as shown in the function (Eq. 5.4) by the expression:

$$\sum_{j=1}^{N_m} \left(-\frac{V_j}{\omega_j^2} \right) \quad \text{Eq. 5.6}$$

5.2.2 Continuous workpiece speed variation implementation

In centerless grinding processes, the continuous speed variation is applied in the regulating wheel which is the one that governs workpiece speed. Therefore, simulations are carried out superimposing speed variations over a commanded constant regulating wheel speed N_{r0} . For a sinusoidal variation, for instance, the regulating wheel speed N_r will follow the next expression:

$$N_r(t) = N_{r0}(1 + A \sin(ft)) \quad \text{Eq. 5.7}$$

Since the time domain simulation requires a discretization of the workpiece profile in several points n , the step time between points τ will vary depending on the workpiece rotation speed variation ω_w , so:

$$\tau(t) = 2\pi / (n\omega_w(t)) \quad \text{Eq. 5.8}$$

Therefore, the amplitude associated to the N_m vibration modes is obtained by a numerical integration of the delay-differential equation with time varying delay:

$$[M]\{\ddot{\eta}\} + [B]\{\dot{\eta}\} + [K]\{\eta\} = \{\Phi_r\}^T \{P\} k_w (\delta r_w(t - \tau, z) - \delta r_w(t, z)) \quad \text{Eq. 5.9}$$

Then, roundness error evolution is obtained solving equations Eq. 5.2 and Eq. 5.9 at each discretized point, taking into account the influence that workpiece speed variation has on the dynamic component of roundness evolution.

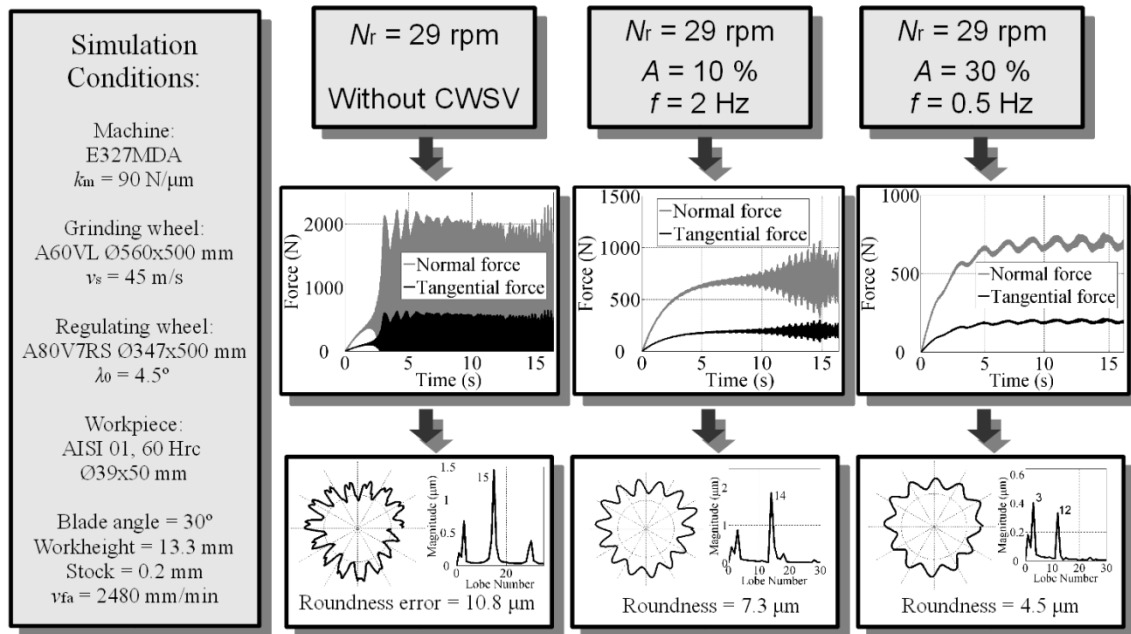


Figure 5.2. Time-domain dynamic simulation with CWSV application.

The force model implemented in this work, presented in a previous work [Bar10], is an empirical approach related to the equivalent chip thickness, which follows an exponential function relationship obtained experimentally:

$$F'_t(t) = k'_{th} h_{eq}(t)^\gamma = k'_{th} \left(\frac{n_w(t) D_w a_e(t) \pi}{v_s} \cos \alpha \cos \beta(t) \right)^\gamma \quad \text{Eq. 5.10}$$

where k'_{th} is the tangential cutting index, equivalent to the specific energy of the process.

The application of CWSV affects grinding forces according to Eq. 5.10, so the higher value of workpiece speed the higher force is achieved and vice versa.

Since the size tolerance depends on the ratio of normal force and system equivalent stiffness, the variation of the force will provoke that final workpiece tolerance varies.

Figure 5.2 shows different examples of time-domain dynamic simulations. Grinding forces are simulated depending on CWSV parameters and final workpiece profiles with their roundness error are displayed. The suppressing effect of CWSV on regenerative chatter is demonstrated theoretically analyzing the roundness error reduction. It is noticeable the variation of the force signal provoked by the CWSV application.

5.3 Experimental validation

Different experiments have been carried out to validate the simulation approach and to analyze the influence of amplitude and frequency combinations on the dynamic instability.

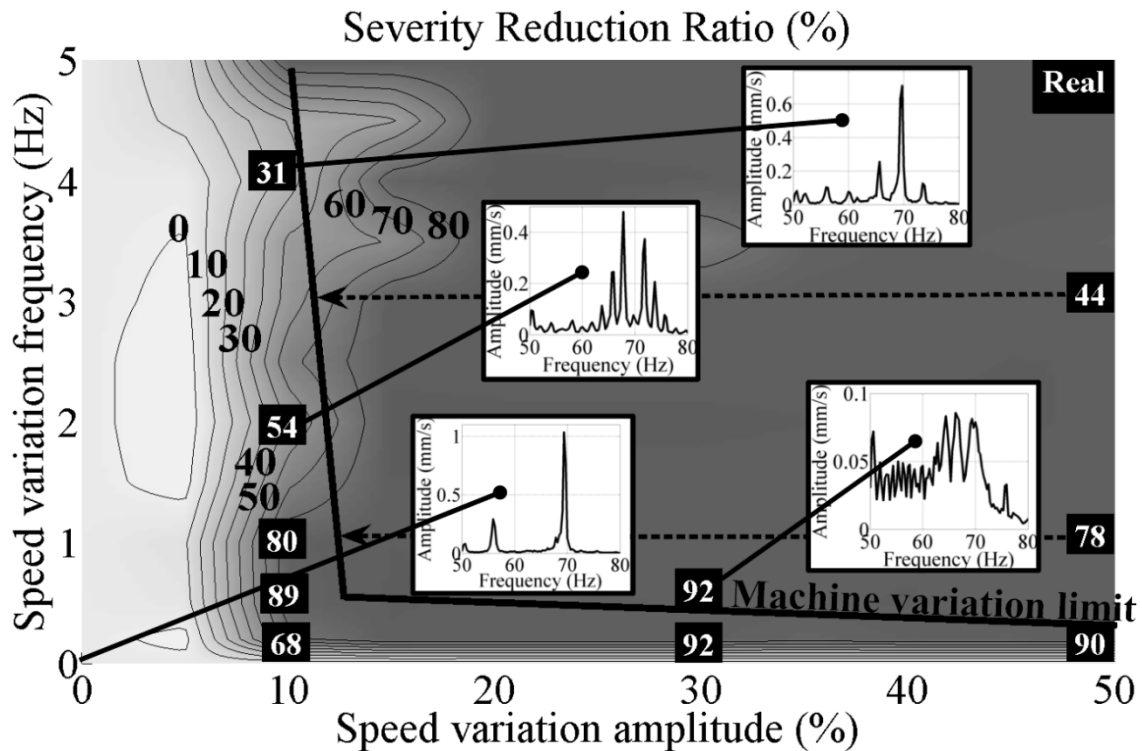


Figure 5.3. Comparison of simulated and experimental severity reduction ratio.

5.3.1 Implementation of CWSV in throughfeed centerless grinding

CWSV has been implemented in CNC, on both Estarta 327MDA and Estarta 318MV centerless grinding machines. Due to the machine time response restrictions for high variations, there are limit combinations of frequency and amplitude that machine can achieve. These combinations are shown in Figure 5.3 as a black line for E327MDA machine.

5.3.2 Experimental results of regenerative chatter suppression analysis

Experimental tests have been carried out to analyze the influence of CWSV strategy on the regenerative chatter behavior at the same time that time-domain simulation approach is validated.

To that end, an unstable configuration of regulating wheel speed at 47 rpm has been selected using the global stability map previously developed by the authors [Bar10]. Later, different combinations of frequency and amplitude of sinusoidal variations have been launched theoretical and experimentally. Experimental test conditions are included in Figure 5.2. The use of a regulating wheel speed at 47 rpm leads to an axial feed rate of 4020 mm/min. Before starting the experiments a dynamic characterization of the grinding system has been necessary in order to obtain the natural frequencies and the modal displacements.

Figure 5.3 shows the theoretical map of regenerative chatter severity reduction ratio obtained from the abovementioned simulation approach with different combinations of sinusoidal frequencies and amplitudes. Severity amplitude corresponds to the total RMS value of vibration obtained over a fixed frequency range of 50-80 Hz. The severity reduction related to a reference unstable condition is used instead of the amplitude of the chatter peak because this method may excite more frequencies than the main one

[Bar09] although with less amplitude. The map shows the simulated severity reduction with isolines that correspond to the reduction percentages plotted over them. The darkest areas correspond to more stable combinations (higher severity reduction percentage) and the lightest ones to more unstable combinations. Experimental results are plotted within black boxes and good correlation between simulated and experimental values can be denoted. Experimental frequency spectra acquired with an accelerometer placed in the regulating wheel spindle are also shown for four combinations. It is remarkable that an only chatter frequency peak appears in the spectrum for the unstable condition without CWSV (corresponding to zero values of variation frequency and amplitude) while multiple frequencies with lower amplitudes are excited with the application of different combinations of CWSV.

On the other hand, some tests have been done at combinations that are above the machine variation limits (amplitude of 50 % and frequencies of 1 and 3 Hz) so the variation is actually about 10 % of amplitude and the severity reduction corresponds to those combinations on the map, as shown in Figure 5.3 with black dash lines.

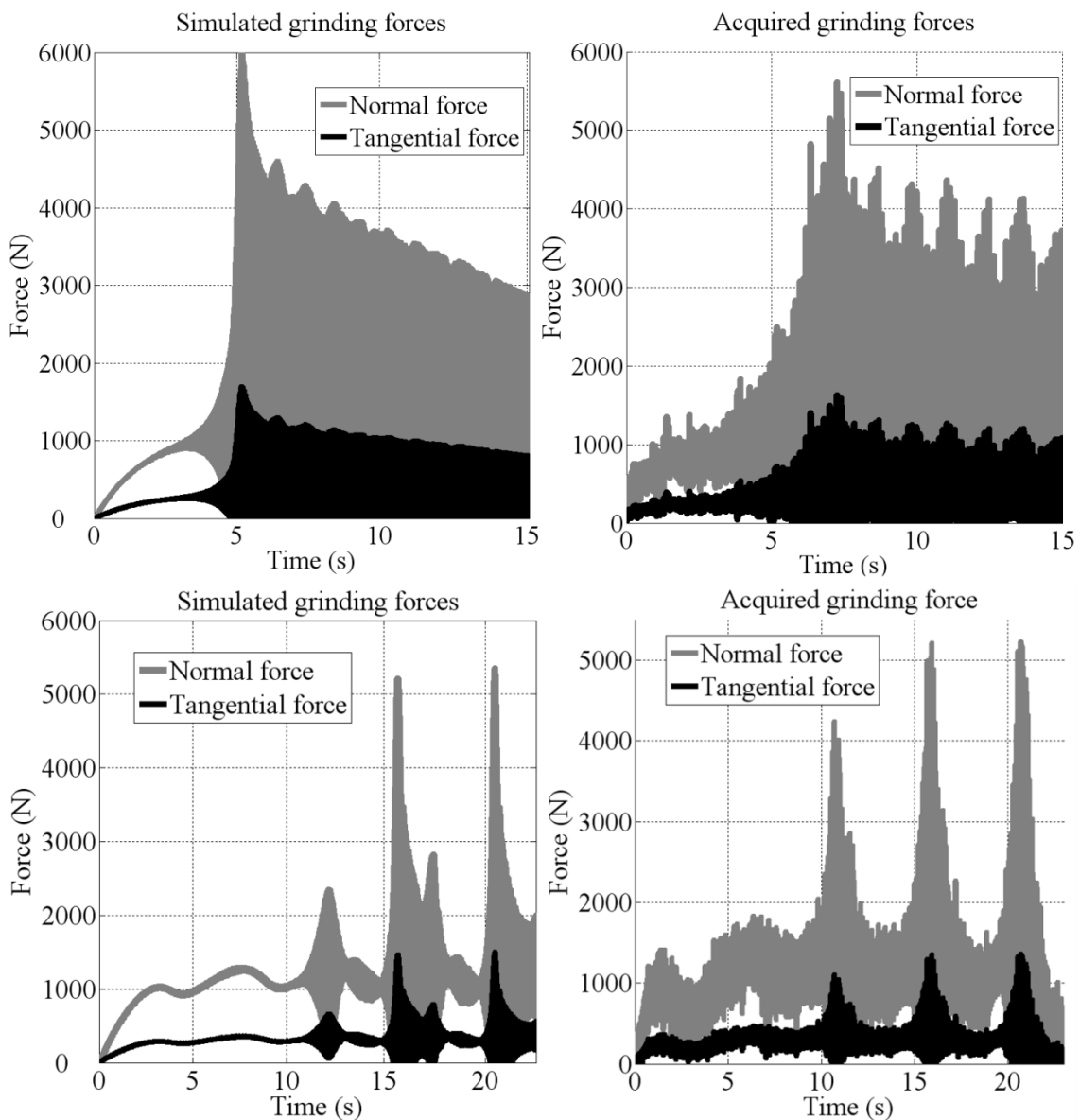


Figure 5.4. Comparison of simulated and acquired forces.

System components		Process conditions	
Machine	Estarta E318MV	Grinding wheel speed	35 m/s
Grinding wheel	Norton I9A60MVS Ø582x254 mm	Regulating wheel speed	35 rpm
Regulating wheel	Manhattan A120RL Ø300x254 mm	Regulating wheel angle	2 °
Workpiece	16MnCrS5 60 Hrc Ø27x90 mm	Throughfeed rate	1250 mm/min
Blade	Tungsten carbide 30°	Workheight	14 mm
Coolant	Rhenus R.Meta TY 100S	Stock	0.2 mm

Table 5.1. Experimental test conditions for E318MV.

Test	CWSV		Chatter		Roundness (µm)		Roughness (µm)		Diam. tol. (µm)	
	A (%)	f (Hz)	Freq.(Hz)	Amp(mm/s)	Min.	Max.	Min.	Max.	Min.	Max.
1	-	-	77.6	1.269	8.5	9.8	0.91	0.96	5	12
2	5	0.5	79.63	0.011	2.9	3.8	0.76	0.82	0	7
3	10	0.5	73.12	0.010	2.9	3.3	0.76	0.77	1	5
4	15	0.5	73.13	0.012	2.5	3.3	0.65	0.71	1	3
5	20	0.5	73.12	0.009	3.1	4.5	0.63	0.68	2	11
6	5	1	73.14	0.013	3.1	3.9	0.63	0.71	2	6
7	10	1	73.14	0.012	3.4	5.0	0.72	0.81	1	3
8	15	1	73.11	0.010	3.3	3.8	0.74	0.88	0	5
9	20	1	73.13	0.012	3.8	4.1	0.79	0.88	2	7
10	5	2	78.83	0.029	3.4	4.9	0.67	0.81	3	12
11	10	2	71.73	0.008	2.7	3.9	0.70	0.76	1	4
12	15	2	73.14	0.015	2.6	3.9	0.66	0.75	1	9
13	20	2	73.11	0.012	2.9	5.2	0.64	0.72	2	8

Table 5.2. Experimental results of E318MV tests.

In order to reinforce the approach validation there are two comparisons between acquired and simulated grinding forces displayed in Figure 5.4. The first one corresponds to unstable condition without CWSV and the second one to the application of speed variation with 30 % of amplitude and 0.2 Hz of frequency. Both conditions are also plotted in the map of Figure 5.3.

Other experimental tests have been carried out in a Estarta 318MV machine. The components and conditions of these tests are shown in Table 5.1. Different combinations of amplitudes and frequencies have been launched in order to avoid chatter.

Table 5.2 shows chatter frequency and amplitude for each combination. In all cases chatter amplitude has been reduced and workpiece roundness and roughness have been improved.

Theoretical and experimental results show that there is a trend towards selection of low frequencies and large amplitudes of sinusoidal variation for chatter avoidance, also taking into account the machine variation limit.

This conclusion is similar than the one obtained for infeed centerless grinding [Bar09] although in general terms a higher severity reduction can be seen for throughfeed operations.

5.4 Influence of CWSV on process behavior

5.4.1 Theoretical analysis

As seen in equation (Eq. 5.1), the variation of regulating wheel speed will govern the workpiece speed at the same time that throughfeed rate is varied. This affects grinding forces (Eq. 5.10), specific energy or power. Final values of roughness, roundness or size tolerance vary depending on the final axial feed rate when the workpiece is going out the grinding wheel. Because of this, final surface and dimensional tolerances should be different along the workpiece length.

An analytical model developed by Malkin [Mal89] for cylindrical grinding has been adapted to throughfeed centerless grinding in order to calculate the workpiece roughness R_a .

$$R_a(t) = R_0 s_d^{1/2} a_d^{1/4} \left(\frac{a_e(t) v_w(t)}{v_s} \right)^x (1.02 d_g + 0.76) \quad \text{Eq. 5.11}$$

According to Eq. 5.11, variations of workpiece speed lead to the obtaining of different values of roughness along grinding time.

Figure 5.5 shows an example of the global stability map for throughfeed centerless grinding where limitations of roughness, dimensional tolerance, burning as well as geometric and dynamic instabilities are plotted related to combinations of regulating wheel speed and throughfeed angle. This map is explained in a previous work developed by the authors [Bar10] where theoretical models on which this map is based are presented. Striped area corresponds to variations of regulating wheel speed with an amplitude of 20 %. It can be observed the ranges of roughness and diametrical tolerance values expected for this variation.

Therefore, although CWSV strategy suppresses or minimizes chatter amplitude, the selection of variation parameters is important in order to control the variation of the final workpiece surface and dimensional values to achieve required tolerances. Simulation of CWSV under stable conditions is displayed in Figure 5.6. Radius defect is plotted for two amplitudes of CWSV. The influence of machine static stiffness k_m is analyzed. Minimum and maximum values of diametrical tolerance, roundness and roughness are displayed for each condition. It can be concluded theoretically that the application of CWSV will affect workpiece tolerances depending on frequency and amplitude values and process conditions such as static stiffness.

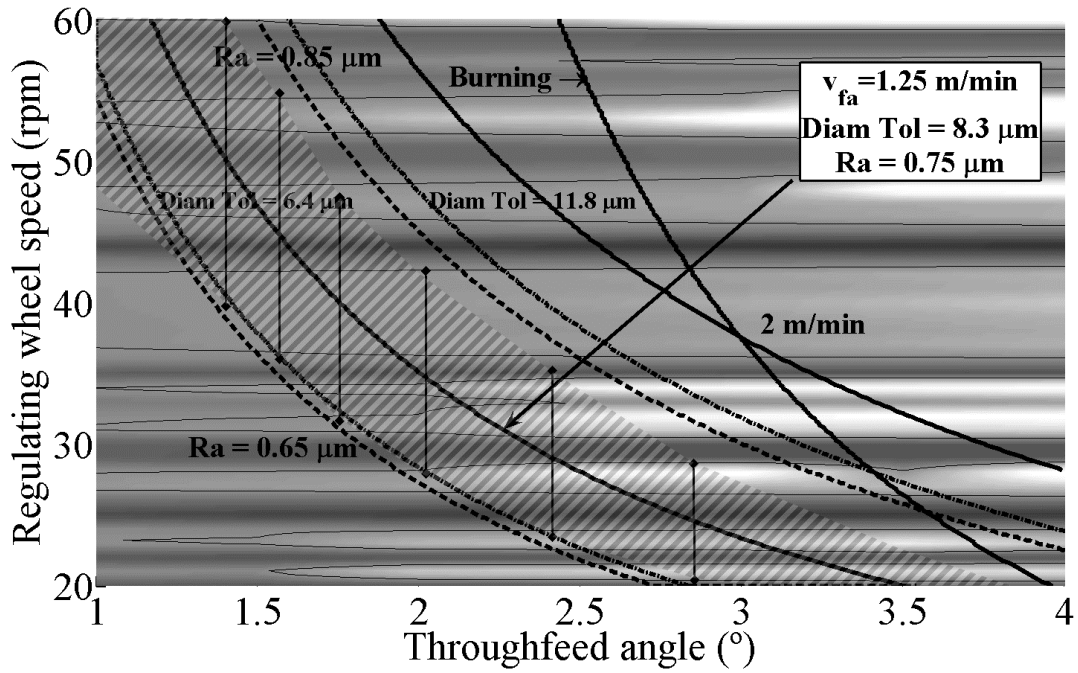


Figure 5.5. Influence of CWSV on global stability map.

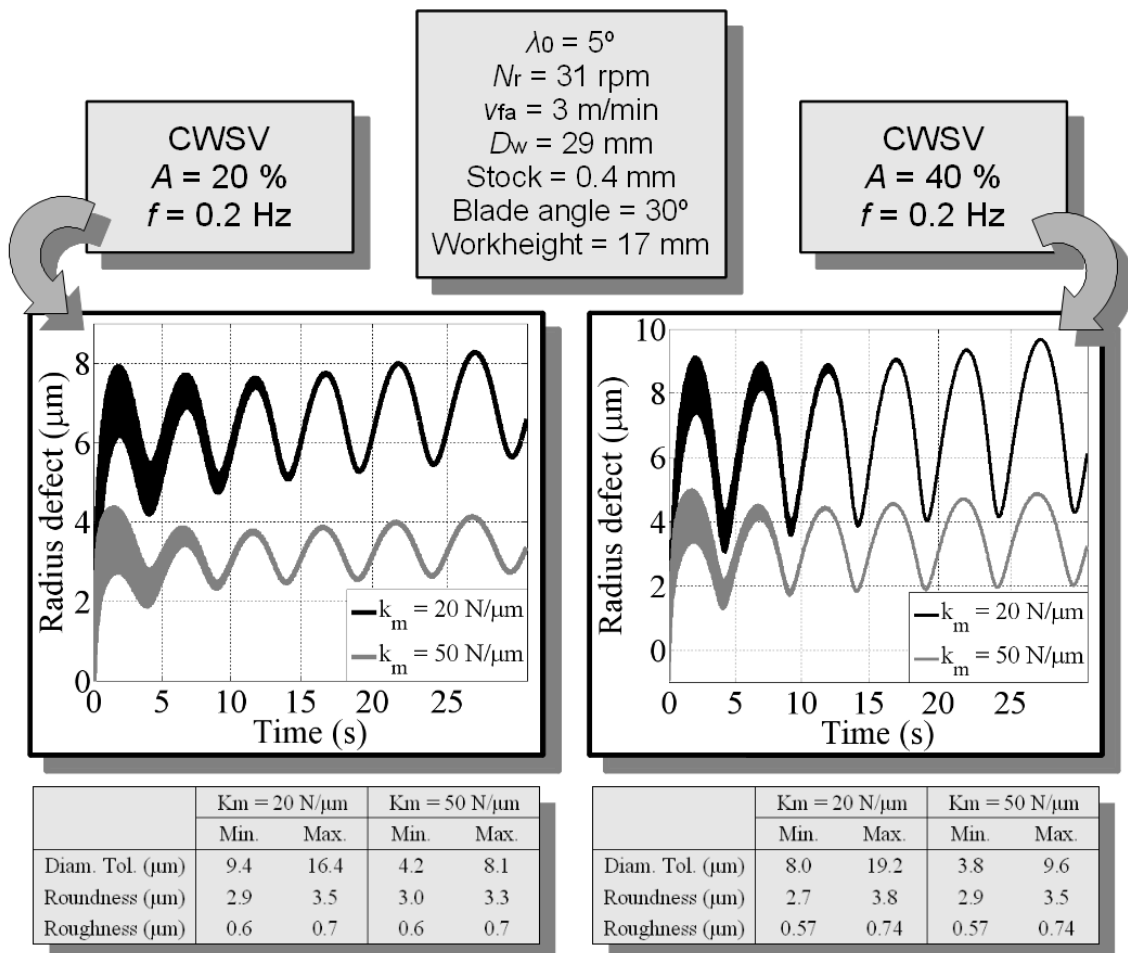


Figure 5.6. Influence of CWSV on process behavior for stable conditions.

5.4.2 Experimental analysis

Experimental tests have been carried out to analyze the influence of CWSV on final values of roughness, roundness and size tolerances at the same time that regenerative chatter is avoided. Table 5.2 shows the minimum and maximum values of these tolerances measured along the workpiece length.

Test 1 from Table 5.2 has the highest values of roughness and roundness since it corresponds to unstable condition without CWSV. All combinations of amplitude and frequency achieve regenerative chatter reduction to a greater or lesser extent but it can be seen that for dynamic stable conditions there are variations in the roughness and roundness values that can be unacceptable for the process requirements. On broad lines, variations of roundness, roughness and diametrical tolerance are higher when the amplitude of CWSV is higher, as can be seen theoretically in Figure 5.6 and experimentally in Table 5.2.

5.5 Conclusions

In summary, the contributions of this work to the state of the art are as follows:

1. A time-domain dynamic model with which any CWSV strategy can be simulated is presented for the first time for throughfeed centerless grinding. Good correlation between simulated and experimental results has been obtained when using the dynamic approach.
2. The application of CWSV strategy in throughfeed centerless grinding leads to the improvement of workpiece surface roughness and roundness by suppressing regenerative chatter but the selection of the optimal variation frequency and amplitude is an important factor in order to achieve the best results.
3. The variation of throughfeed rate provoked by the CWSV application causes a continuous variation of grinding forces that affect dimensional and surface tolerances during grinding process. Although CWSV strategy has been demonstrated to minimize regenerative chatter, this effect must be taken into account when selecting variation parameters since different values of roughness, roundness or size tolerances are expected along the workpiece length.

5.6 Acknowledgments

The authors wish to acknowledge their colleagues from Ideko IK4 Technological Center (U. Abasolo), and Estarta Rectificadora (I. Muguerza and I. Herrero) for their contribution to this work.

Capítulo 6

Semi-discretization for stability analysis of in-feed cylindrical grinding with continuous workpiece speed variation

En este artículo se presentan los avances en el modelo de semidiscretización para el análisis de estabilidad dinámica frente a *chatter*. Este método de cálculo ya ha sido previamente aplicado a otros procesos como el torneado y fresado. En este caso, en su aplicación al rectificado la estabilidad está influenciada por la flexibilidad residual debida a la deformación en el contacto pieza-muela rectificadora, por lo que este término se ha añadido al modelo. Se ha llevado a cabo una validación experimental y se ha conseguido una buena correlación entre los resultados medidos y simulados.

Semidiscretization for stability analysis of infeed cylindrical grinding with continuous workpiece speed variation

Jorge Alvarez^{a,*}, Mikel Zatarain^a, David Barrenetxea^a, Naiara Ortega^b, Ivan Gallego^c

^aIdeko IK4 S.Coop., Pol. Industrial de Arriaga, 2. 20870 Elgoibar, Spain

^bFaculty of Engineering of Bilbao, Alda. Urquijo s/n, 48013, Bilbao, Spain

^cFaculty of Engineering – Mondragon University, Loramendi 4, 20500, Mondragon, Spain

Tel: +34943748000 Fax: +34943743804

E-mail address: jalvarez@ideko.es

Abstract

This paper presents the advances of semidiscretization approach for the dynamic stability analysis of infeed cylindrical grinding process. The corresponding mathematical model is an autonomous delay-differential equation (DDE) and the application of continuous workpiece speed variation (CWSV) in the process leads to a time-varying delay. Discretization techniques are a good way of dealing with differential equations for which the solution cannot be given in closed forms. Therefore, semidiscretization method is proposed to analyze the equation. Stability maps are devised to study the influence of the CWSV application. Contrary to milling and turning processes, stability in grinding is very much influenced by the residual flexibility due to the deformation of the grinding wheel-workpiece system, so this term has been included in the approach. The validation has been carried out experimentally and good correlation between test and simulation results has been achieved.

Keywords: grinding, chatter, stability, semidiscretization

6.1 Introduction

Regenerative chatter vibration is considered to be one of the most important limitations in grinding processes since it involves the achievement of unacceptable form accuracy and surface finish of the ground parts. The understanding of this phenomenon has led to the development of different mathematical models to analyse and predict the dynamic behaviour of the grinding process. A comprehensive study on grinding chatter, its origin and suppression was presented by Inasaki et al. [Ina01] in 2001.

Hanh [Hah54] was the first to analyze workpiece regenerative chatter in grinding. Snoeys and Brown [Sno69] analyzed chatter phenomenon in infeed cylindrical grinding process by means of a doubly regenerative closed-loop block diagram and obtained the characteristic equation of the process and a stability criterion. Some research was

carried out later in order to obtain chatter boundary and/or growth in frequency domain for both the regenerative sources of the grinding wheel and the workpiece [Bart69,Ina77,Sri82,Mat87].

It is remarkable the work done by Thompson [Tho77,Tho86a,Tho86b,Tho92], who devised an analytical model based on the action of a simple harmonic normal force on the grinding interface, obtaining solutions of doubly regenerative chatter for the stability boundary [Tho77] and the chatter growth [Tho86a,Tho86b].

On the other hand, time domain simulation approaches have also been applied to grinding stability analysis and regenerative chatter prediction. Liao and Shiang [Lia91] analysed the evolution of workpiece surface profiles by using the model in [Sno69]. Later, Biera et al. [Bie97] presented a time domain dynamic model of the external infeed grinding process in which non-linear effects were considered, specially the interference phenomenon between two consecutive workpiece revolutions.

Last works have been devised by Li and Shin [Li06] and Liu and Payre [Liu07]. Li and Shin developed a time domain dynamic model focused on the prediction of grinding chatter boundaries and growth rates. Liu and Payre carried out a stability analysis by computing the spectrum of the doubly delayed differential equations of the grinding process.

One of the most extended techniques for chatter suppression in grinding processes is the application of periodically variable rotational speed of either the workpiece or the grinding wheel [Ina01]. First theoretical analysis of workpiece sinusoidal speed variation in cylindrical grinding was carried out by Inasaki et al. [Ina76], concluding that it was always efficient and that chatter can be avoided with short periods and large amplitudes of variation. Knapp [Kna99] obtained the same conclusions experimentally. Authors developed a time-domain dynamic model in order to analyse the application of continuous workpiece speed variation (CWSV) both in infeed [Bar09] and throughfeed [Capítulo 5] centerless grinding process, leading to the conclusion that low frequencies and large amplitudes are best combinations for chatter suppression. Barrenetxea et al. [Bar09] carried out a comparison between speed variation signals, concluding that sinusoidal shape is the optimal one. Therefore, sinusoidal variation has been applied in this paper theoretical and experimentally.

Different approaches have been developed in machining processes such as turning or milling to analyse the influence of speed variation in dynamic stability [Ina74,Sex78,Alt92,Tsa93,Sas02,Ins03,Ins04,Zat08]. Semidiscretization has been demonstrated to be an efficient method for turning [Ins03] and milling [Ins04] stability analysis, but no work regarding the application of this method on grinding processes can be found in the literature. Besides the robustness of this method for delayed differential equations, one of the most interesting features of semidiscretization is the possibility of analysing the process stability when variable speeds are included. Up to now only time-domain models have been used to analyse CWSV application in grinding [Ina01,Ina76,Bar09,Capítulo 5], with its high computational cost.

On the other hand, grinding process is very much influenced by the residual flexibility due to the deformation of the grinding wheel and the contact stiffness between the grinding wheel and the workpiece. It leads to a great difference between grinding process and turning or milling processes so the consideration of this term in the semidiscretization method has been included and analysed. The calculation of this parameter and its influence on the grinding process behaviour has been studied previously by several authors [Sex81,Ram98]. Sexton and Stone [Sex81] proposed the

increase of grinding wheel flexibility for chatter suppression as a conclusion of the residual flexibility analysis.

Finally, the validation of the work presented in this paper has been done experimentally. Different tests have been performed to analyze the influence of the residual flexibility and the application of CWSV on the process stability. Good correlation has been seen between experimental results and the ones obtained via semidiscretization.

Figure 6.1 shows the cylindrical infeed grinding system in which a single degree of freedom for the process is established. $F_n(t)$ is the grinding force in the normal direction, $x(t)$ is the dynamic displacement due to the application of $F_n(t)$ regarding the dynamic parameters m (mass), c (viscous damping) and k (stiffness). v_s is the grinding wheel peripheral speed, N_w is the workpiece rotational speed and k_{eq} corresponds to the equivalent stiffness of the process.

6.2 Semidiscretization approach

The semidiscretization is a well-known technique used, for example, in computational fluid mechanics or finite element analysis of rigid bodies. Discretization techniques are a good way of dealing with differential equations for which the solution cannot be given in closed forms. The accuracy of discretization results depends on the integration step, so this method is parameterized in calculation time and accuracy.

The method consists on discretizing the corresponding partial differential equation (PDE) along the spatial coordinates while the time coordinates are unchanged. From dynamical systems viewpoint, the PDE has an infinite dimensional state space, which is approximated by the finite dimensional state space of a high dimensional ordinary differential equation (ODE). The same idea can be used for a DDE. The infinite dimensional nature of the DDE is due to the presence of past effects described by functions embedded also in the time domain. While the time domain terms are unchanged, the delayed terms are approximated as constant steps and treated as constant excitations in the ODE. The first step of the semidiscretization consists of the definition of the integration time τ between discretized points of the workpiece profile. It will depend on the maximum frequency of the considered vibration modes in order to permit the appearance of expected lobes in the workpiece profile.

The final goal of this method is the analysis of the eigenvalues of the transition matrix \mathbf{S} obtained as a relation between the radius defects of the discretized points in the workpiece profile δ_i and the dynamic state p_n in one workpiece revolution and the ones of the next revolution:

$$\begin{Bmatrix} \hat{\delta}_0 \\ \hat{\delta}_1 \\ \vdots \\ \hat{\delta}_{n-1} \\ \hat{p}_n \end{Bmatrix} = \mathbf{S} \cdot \begin{Bmatrix} \delta_0 \\ \delta_1 \\ \vdots \\ \delta_{n-1} \\ p_n \end{Bmatrix} \quad \text{Eq. 6.1}$$

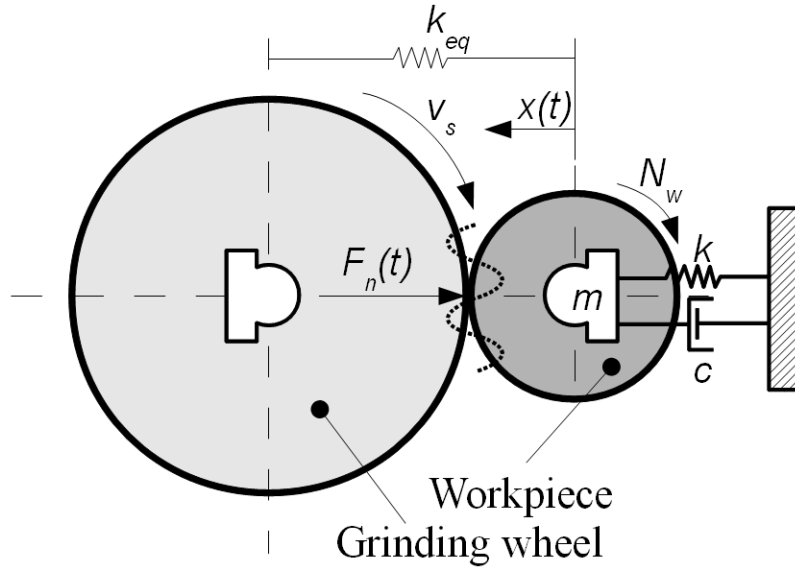


Figure 6.1. Parameters of infeed cylindrical grinding process.

If any eigenvalue has a magnitude larger than 1, then the system is unstable, whereas when all magnitudes are lower than 1 the system is stable. Therefore, transition matrix **S** has to be obtained for the application of semidiscretization to grinding process stability.

6.3 Dynamic stability of infeed cylindrical grinding process via semidiscretization

The equation of motion for a Multiple Degree of Freedom (MDOF) system, which correspond to the considered vibration modes, is

$$\mathbf{M} \cdot \ddot{\mathbf{x}}(t) + \mathbf{C} \cdot \dot{\mathbf{x}}(t) + \mathbf{K} \cdot \mathbf{x}(t) = \mathbf{F}(t) \quad \text{Eq. 6.2}$$

where **M**, **C** and **K** are the mass, viscous damping and stiffness matrices of the system, and **F**(*t*) is the grinding force in the normal direction, which follows the next expression:

$$\mathbf{F}(t) = \Phi \cdot k_{wn} [r_w(t - \tau) - r_w(t)] \quad \text{Eq. 6.3}$$

Normalizing to unit mass, **Φ** is a vector with the modal deformations of considered modes in the normal direction. k_{wn} is the cutting stiffness and $r_w(t - \tau)$ and $r_w(t)$ are the radius defect at the cutting point in the previous and the current workpiece revolutions respectively, being τ the time between revolutions. The radius defect at the current revolution can be expressed as

$$r_w(t) = \Phi \cdot \mathbf{x}(t) + \frac{F_n(t)}{k_r} = \Phi \cdot \mathbf{x}(t) + \frac{k_{wn} [r_w(t - \tau) - r_w(t)]}{k_r} \quad \text{Eq. 6.4}$$

where k_r is the inverse of the residual flexibility. It can be calculated subtracting the flexibility of the considered vibration modes from the process equivalent stiffness k_{eq} , which is the sum of the system static flexibility and the grinding wheel-workpiece contact flexibility and can be obtained by different experimental methods [Ram98].

$$\frac{1}{k_r} = \frac{1}{k_{eq}} - \sum_{i=1}^{N_m} \frac{\Phi_i^2}{\omega_i^2} \quad \text{Eq. 6.5}$$

where ω_i are the natural frequencies and Φ_i the displacements in the normal direction of considered modes N_m .

Replacing Eq. 6.3 and Eq. 6.4 in Eq. 6.2, next expression is obtained:

$$\ddot{\mathbf{x}}(t) + \mathbf{C} \cdot \dot{\mathbf{x}}(t) + \left[\mathbf{K} + \mathbf{\Phi}' \cdot \mathbf{\Phi} \cdot \frac{k_{wn}}{\left(1 + k_{wn}/k_r\right)} \right] \cdot \mathbf{x}(t) = \mathbf{\Phi} \cdot \frac{k_{wn}}{\left(1 + k_{wn}/k_r\right)} \cdot r_w(t - \tau) \quad \text{Eq. 6.6}$$

Integrating twice in a τ interval with a zero-order approximation and rearranged in state-space mode as a matrix equation:

$$\hat{\mathbf{p}}_{i+1} = \begin{Bmatrix} p_1 \\ \vdots \\ p_m \\ \dot{p}_1 \\ \vdots \\ \dot{p}_m \end{Bmatrix}_{i+1} = \mathbf{B} \cdot \begin{Bmatrix} p_1 \\ \vdots \\ p_m \\ \dot{p}_1 \\ \vdots \\ \dot{p}_m \end{Bmatrix}_i + \mathbf{G} \cdot r_w(t - \tau) = \mathbf{B} \cdot \hat{\mathbf{p}}_i + \mathbf{G} \cdot \delta_i \quad \text{Eq. 6.7}$$

Different approximations can be used in order to improve the integration of the move equation. On the one hand, the damped free vibration equation can be obtained as in [Bed09], devising the matrix \mathbf{A} :

$$\hat{\mathbf{p}}_{i+1} = (\mathbf{A} - \mathbf{B}) \cdot \hat{\mathbf{p}}_i + \mathbf{G} \cdot \delta_i = \mathbf{D} \cdot \hat{\mathbf{p}}_i + \mathbf{G} \cdot \delta_i \quad \text{Eq. 6.8}$$

On the other hand, a linear interpolation can be carried out between each two states [Bed09] in order to improve the resolution of the integration, obtaining the next expression that corresponds to the dynamic approach for the cylindrical infeed grinding process:

$$\hat{\mathbf{p}}_{i+1} = \mathbf{D} \cdot \hat{\mathbf{p}}_i + \mathbf{G} \cdot \delta_i + \mathbf{G}' \cdot \delta_{i+1} \quad \text{Eq. 6.9}$$

Therefore, resulting matrices are:

$$\mathbf{B} = \begin{bmatrix} \frac{\tau^2}{2} & \frac{\tau^3}{6} \\ \tau & \frac{\tau^2}{2} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{B}_f & 0 \\ 0 & \mathbf{B}_f \end{bmatrix} \quad \text{Eq. 6.10}$$

$$\mathbf{G} = \begin{bmatrix} \tau^2 \\ 3 \\ \tau \\ 2 \end{bmatrix} [\mathbf{G}_f] \quad \mathbf{G}' = \begin{bmatrix} \tau^2 \\ 6 \\ \tau \\ 2 \end{bmatrix} [\mathbf{G}'_f] \quad \text{Eq. 6.11}$$

$$\mathbf{B}_f = \Phi' \cdot \Phi \cdot \frac{k_{wn}}{\left(1 + \frac{k_{wn}}{k_r}\right)} \quad \text{Eq. 6.12}$$

$$\mathbf{G}_f = \Phi \cdot \frac{k_{wn}}{\left(1 + \frac{k_{wn}}{k_r}\right)} \quad \text{Eq. 6.13}$$

First step of semidiscretization consists of selecting the states of the initial profile, which corresponds to a free force state:

$$\hat{\mathbf{p}}_0 = \mathbf{A}_{n0} \cdot \hat{\mathbf{p}}_n \quad \text{Eq. 6.14}$$

Hence, the radius defect of the initial point is obtained from equation Eq. 6.3.

$$r_w(t) = \frac{\Phi}{\left(1 + \frac{k_{wn}}{k_r}\right)} \cdot \mathbf{x}(t) + \frac{k_{wn}}{k_r \left(1 + \frac{k_{wn}}{k_r}\right)} \cdot r_w(t - \tau) \quad \text{Eq. 6.15}$$

And changing the nomenclature:

$$\hat{\delta}_0 = \mathbf{T} \cdot \hat{\mathbf{p}}_0 + W \cdot \delta_0 \quad \text{Eq. 6.16}$$

For the next discretized point, the states and radius defect are defined as follows:

$$\hat{\mathbf{p}}_1 = \mathbf{D} \cdot \hat{\mathbf{p}}_0 + \mathbf{G} \cdot \delta_0 + \mathbf{G}' \cdot \delta_1 \quad \text{Eq. 6.17}$$

$$\hat{\delta}_1 = \mathbf{T} \cdot \hat{\mathbf{p}}_1 + W \cdot \delta_1 = \mathbf{T} \cdot \mathbf{D} \cdot \mathbf{A}_{n0} \cdot \hat{\mathbf{p}}_n + \mathbf{T} \cdot \mathbf{G} \cdot \delta_0 + (\mathbf{T} \cdot \mathbf{G}' + W) \cdot \delta_1 \quad \text{Eq. 6.18}$$

Following this methodology, each discretized point is obtained and the transition matrix \mathbf{S} is built:

$$\mathbf{S} = \begin{bmatrix}
 W & 0 & 0 & \dots & 0 & \mathbf{TA}_{n0} \\
 \mathbf{TG} & \mathbf{TG}'+W & 0 & \dots & 0 & \mathbf{TDA}_{n0} \\
 \mathbf{T DG} & \mathbf{T(DG}'+\mathbf{G}) & \mathbf{TG}'+W & \dots & 0 & \mathbf{TDDA}_{n0} \\
 \mathbf{TDDG} & \mathbf{TD(DG}'+\mathbf{G}) & \mathbf{T(DG}'+\mathbf{G}) & \dots & 0 & \mathbf{TDDDA}_{n0} \\
 \vdots & \vdots & \vdots & \ddots & \vdots & \vdots \\
 \mathbf{T} \prod_{n-2} \mathbf{DG} & \mathbf{T} \prod_{n-3} \mathbf{D(DG}'+\mathbf{G}) & \mathbf{T} \prod_{n-4} \mathbf{D(DG}'+\mathbf{G}) & \dots & \mathbf{TG}'+W & \mathbf{T} \prod_{n-1} \mathbf{DA}_{n0} \\
 \prod_{n-1} \mathbf{DG} & \prod_{n-2} \mathbf{D(DG}'+\mathbf{G}) & \prod_{n-3} \mathbf{D(DG}'+\mathbf{G}) & \dots & \mathbf{DG}'+\mathbf{G} & \prod_n \mathbf{DA}_{n0} + \mathbf{T(G}'+W)
 \end{bmatrix}$$

Eq. 6.19

Regenerative chatter in infeed cylindrical grinding process can be analyzed with **S** matrix eigenvalues. A common way in bibliography consists of generating a stability map whose axes are the workpiece speed and the grinding width. Z axis is the maximum value of the obtained eigenvalues for each process condition.

Figure 6.2 shows an example of dynamic stability map via semidiscretization. Process conditions are defined in Table 6.1. The black line within the stability map of Figure 6.2 is the stability limit, which corresponds to the value one of the eigenvalues from the transition matrix. Areas of the map with eigenvalues larger than one represent unstable conditions while areas with eigenvalues lower than one represent stable conditions. As expected regarding the chatter theory of grinding operations, different unstable lobe zones appear in the map, which correspond to the integer values that relates the excited chatter frequency to the workpiece rotational frequencies. This approach uses a methodology devised by Dombovari et al. [Dom11] for obtaining vibration frequencies in semidiscretization.

On the other hand, the higher the grinding width is (equivalent to the grinding wheel width for an infeed operation) the more unstable will be the process for a specific workpiece speed. Therefore, this kind of maps can be useful in order to select the workpiece speed or the limiting wheel width for specific process conditions.

Modal analysis			
Mode	f_n (Hz)	ξ (%)	Φ_x
1	200	5	0.1
2	300	5	0.09
3	400	4	0.1
Grinding wheel diameter (mm)		600	
Grinding wheel speed (m/s)		50	
Workpiece diameter (mm)		25	
Equivalent stiffness (N/ μm)		50	
Specific energy (J/ mm^3)		40	

Table 6.1. Process conditions for stability analysis.

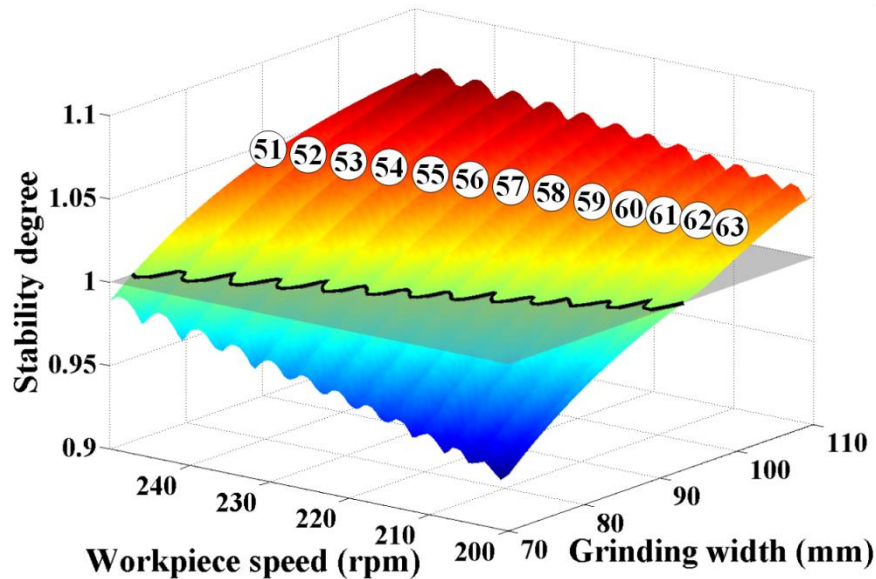


Figure 6.2. Example of stability map via semidiscretization.

Next chapter will explain the influence of the residual flexibility, obtained from the equivalent stiffness in Eq. 6.5, on the infeed cylindrical grinding process stability.

6.4 Influence of residual flexibility on grinding process stability

Grinding processes are very much influenced by the grinding wheel-workpiece contact stiffness. For slender workpieces, their flexibility has to be taken into consideration as well. Once equivalent stiffness is obtained experimentally, residual flexibility is calculated by Eq. 6.5. The higher the equivalent stiffness is measured, the less the residual flexibility is obtained. A higher value of residual flexibility leads to a more stable process since an additional flexibility is added to the grinding system [Gim95].

This phenomenon is presented in Figure 6.3. A new stability map is shown in which X axes has been changed to the equivalent stiffness. Map areas, lobe numbers and black line represent the same as in Figure 6.2. Following the example of Table 6.1 and looking for an unstable condition from Figure 6.2, a grinding width of 90 mm has been selected. The black semi-transparent area corresponds to a constant lobe number which means a constant chatter frequency. Therefore, an increase of the equivalent stiffness for a constant workpiece speed leads to a more unstable process with an increase of the vibration frequency, as expected.

6.5 Application of CWSV in dynamic stability via semidiscretization

One of the main advantages of the use of semidiscretization method related to other approaches is the possibility to analyse easily the process stability when CWSV is applied. In this paper, a sinusoidal variation has been applied to the workpiece speed.

The adaptation of semidiscretization method to CWSV is straightforward. The condition is that the speed variation period is an integer multiple of the workpiece speed period. Subsequently, the transition matrix is calculated over the speed variation period and the magnitude of the eigenvalues of the resulting matrix will define the stability of the process again.

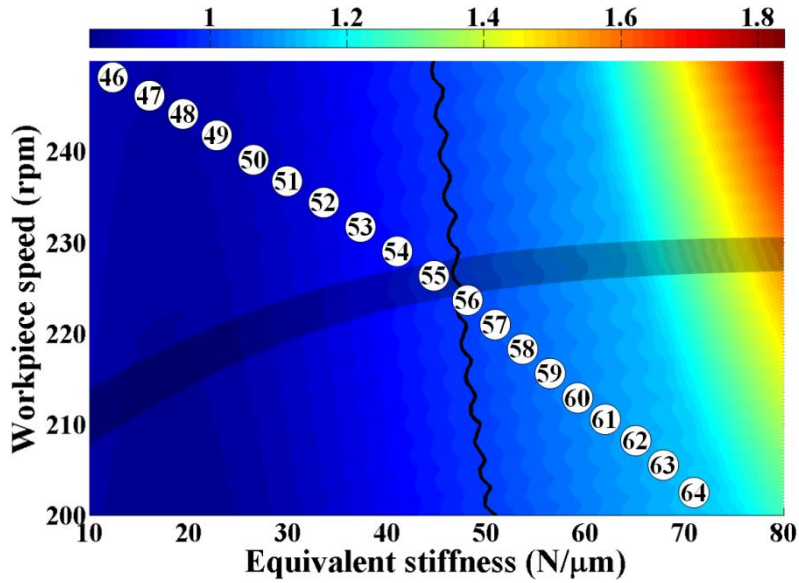


Figure 6.3. Influence of residual flexibility on process stability.

Figure 6.4 shows the instability degree reduction according to the maximum magnitude of the eigenvalues, due to the application of CWSV following a sinusoidal signal. The reduction is related to a reference unstable grinding condition obtained from the simulation conditions of Figure 6.2. Selected workpiece speed and grinding width are 230 rpm and 100 mm respectively.

Optimal values of CWSV can be selected by analysing the map from Figure 6.4. In this example, they correspond to values of frequency lower than one hertz and values of amplitude higher than 10 % from the nominal speed. With these combinations, eigenvalues with values about the 20 % of the ones without CWSV application are achieved.

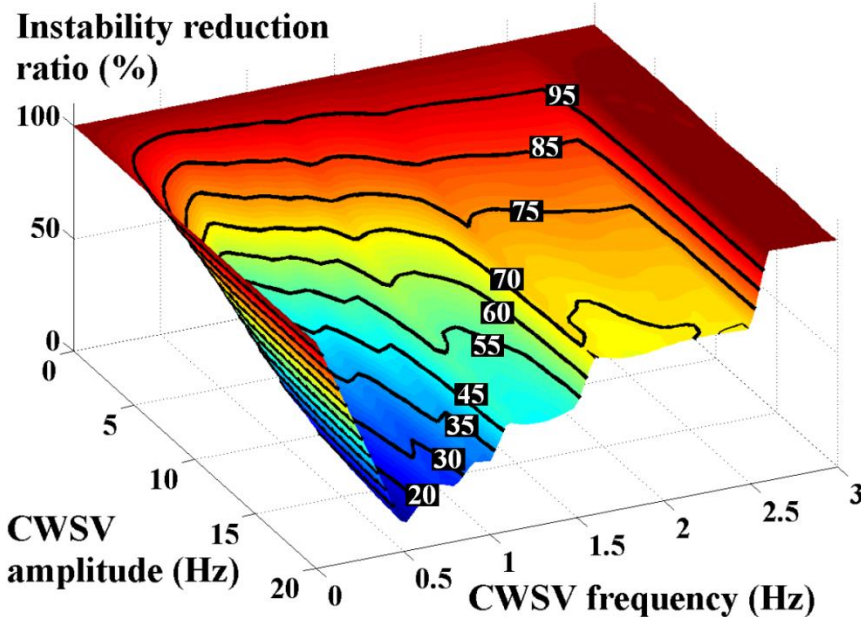


Figure 6.4. Influence of CWSV parameters on the process stability.

This map is similar to the ones obtained in [Bar09] and [Capítulo 5] with time-domain simulations, but with a ten times less computational cost at least, confirming the efficiency of semidiscretization approach for the analysis of DDE with periodic time-varying delay.

6.6 Experimental validation

Experimental tests have been performed to analyse the dynamic behaviour of infeed cylindrical grinding process. Comparison between experimental results and semidiscretization ones is carried out. Experimental data is shown in Table 6.2.

In Figure 6.5, there are represented two grinding plunges applied in different positions of the workpiece length with a workpiece rotational speed of 550 rpm.

System components		Process conditions	
Machine	Danobat FG600	Grinding wheel speed	35 m/s
Grinding wheel	A70L6V Ø449x20 mm	Stock	0.2 mm
Workpiece	Steel 60 Hrc Ø24.47x300 mm	Dressing speed	150 mm/min
Coolant	Rhenus R.Meta TY 100S	Dressing stock	0.03 mm

Table 6.2. Experimental test conditions.

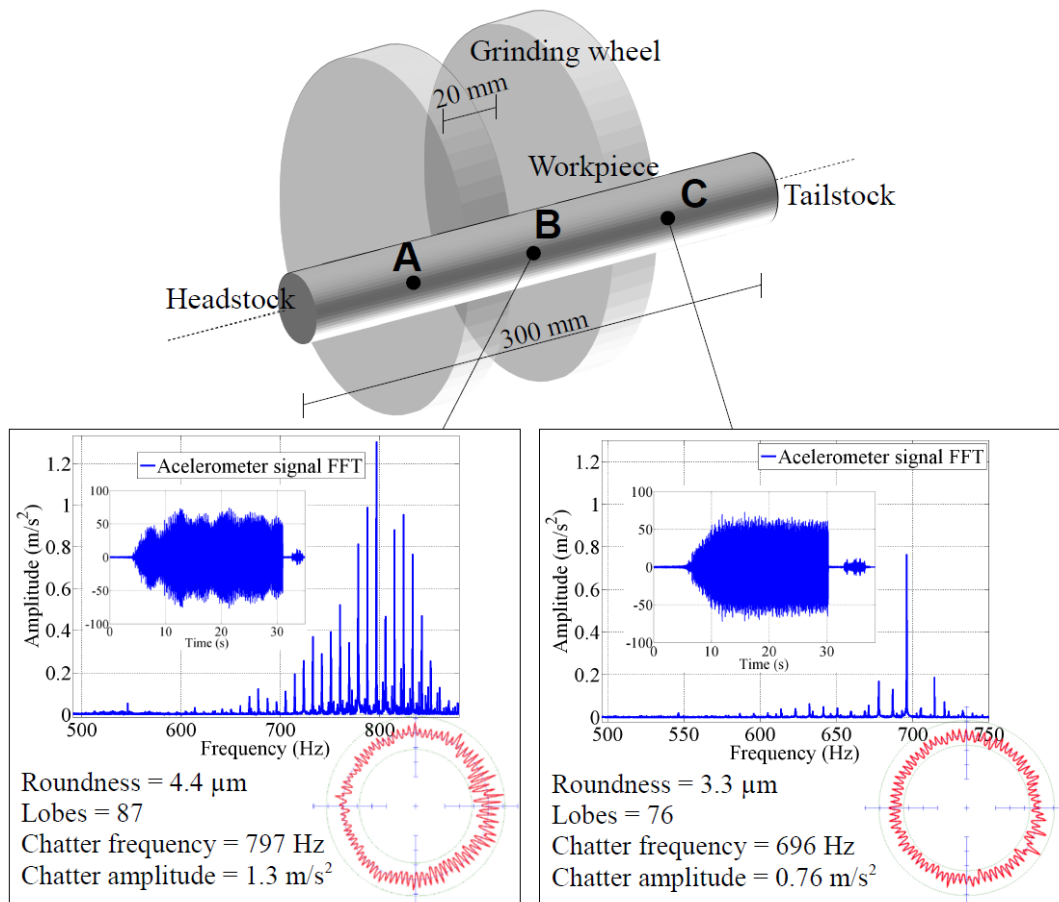


Figure 6.5. Experimental results regarding accelerometer signals and workpiece profiles.

Position	A			B			C		
K_{eq} (N/ μ m)	14			6.6			12		
Mode	1	2	3	1	2	3	1	2	3
f_n (Hz)	498	557	576	498	557	576	498	559	574
ξ (%)	2.07	0.75	1.75	4.89	0.72	1.96	0.63	0.68	1.75
Φ_x	0.666	0.276	0.526	0.792	0.347	0.743	0.314	0.231	0.526
K (N/ μ m)	22.09	161.25	47.41	15.61	101.95	23.72	99.17	231.79	46.96

Table 6.3. Modal analysis of workpiece for different positions along the workpiece length.

Contrary to the fact that chatter frequency increase with the process equivalent stiffness, as seen in Figure 6.3, in section C the frequency is lower than in section B. It can be explained because the excited frequency corresponds to a workpiece natural frequency, whose dynamic parameters vary along the workpiece length, increasing the dynamic stiffness for section C. Therefore, a modal analysis of the workpiece clamped between the headstock and the tailstock has been carried out for different positions along the workpiece length. Main natural frequencies and their dynamic parameters are obtained (Table 6.3), normalizing to unit mass. Only the horizontal direction, which fits in with the normal force direction, has been taken into consideration. The three positions (A, B and C) of Table 6.3 correspond to 75, 150 and 225 mm of distance from the headstock. Process equivalent stiffness has been measured for these positions and is also shown in Table 6.3.

Stability map has been simulated for positions B and C (Figure 6.6). Obtained values are compared to experimental results regarding final workpiece profile (roundness and number of lobes) and vibration frequency and amplitude. Simulation lobes correspond to the ones measured experimentally for four different conditions. Simulated stability degree, represented by calculated eigenvalues, also corresponds to the measured vibration amplitudes. Although equivalent stiffness is higher at position C, both vibration amplitude and frequency are fewer for the same workpiece speed. This is due to the different parameters of the vibration modes along the workpiece length shown in Table 6.3.

Once the accuracy of semidiscretization results has been validated and the influence of residual flexibility analyzed, experimental tests have been conducted with the application of CWSV. Different values of variation amplitude and frequency have been applied.

Although the simulation reduction ratio is based on the obtained eigenvalues and experimental reduction ratio is based on chatter peak amplitudes, good correlation between them can be noticed. Taking into account the map of Figure 6.7, the best combination of CWSV parameters for a sinusoidal variation corresponds to amplitudes between 10 and 20% and frequencies lower than one hertz. These optimal combinations are similar to the ones obtained for centerless grinding in [Bar09] and [Capítulo 5].

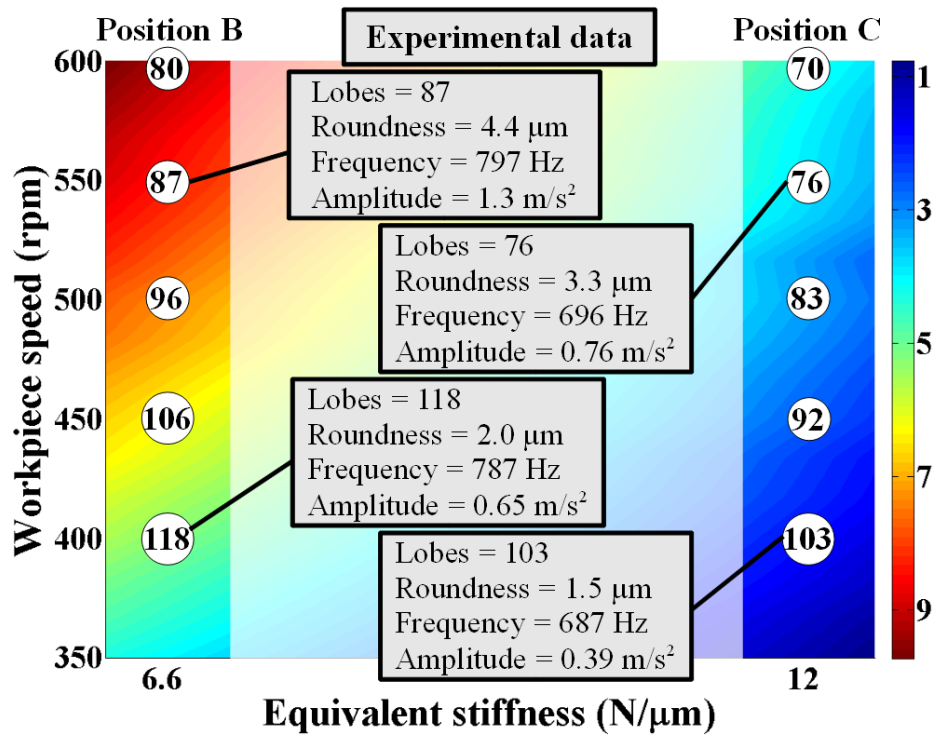


Figure 6.6. Experimental validation of stability map for different equivalent stiffness.

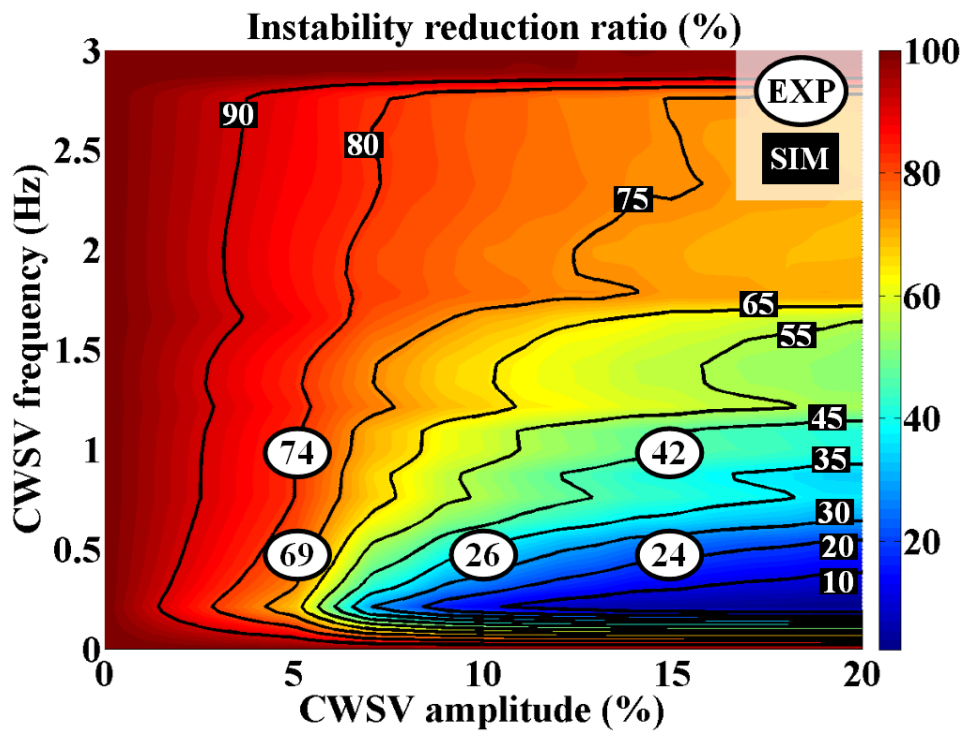


Figure 6.7. Comparison of simulated and experimental instability reduction ratio.

6.7 Conclusions

The main conclusions of this work can be summarised as follows:

4. Semidiscretization method has been applied successfully to the dynamic stability analysis of the infeed cylindrical grinding process.
5. Residual flexibility has been included in this method, since it has much influence on grinding processes due to the deformations of the grinding wheel and the workpiece at the contact point. A higher residual flexibility leads to a more stable process.
6. For slender workpieces, special care has to be taken analysing dynamic instability when grinding at different positions along their length because both equivalent stiffness of the process and dynamic stiffness of workpiece vibration modes change. Contrary to expected, in some cases chatter frequencies and their amplitudes decrease at positions with higher process equivalent stiffness, as seen in the paper theoretical and experimentally.
7. Semidiscretization method can be used to analyse the process stability with the application of CWSV. The definition of optimal variation frequency and amplitude can be carried out by mapping the eigenvalues reduction. Amplitudes higher than 10 % of the nominal workpiece speed and frequencies lower than one hertz are obtained as optimal combinations.

6.8 Acknowledgments

The authors wish to acknowledge their colleagues from IK4-Ideko Technological Centre (I. Bediaga, U. Abasolo and J. Landa) for their contribution to this work.

Thanks are given to the Spanish Ministry of Economy and Competitiveness (MINECO) for their support to the Research Project 'Integration of numerical and experimental techniques for the increase in the added-value of precision ground components' (DPI2010-21652-C02-00).

Capítulo 7

Avoiding chatter in traverse cylindrical grinding by continuous workpiece speed variation

En este artículo se presenta un análisis sobre la efectividad de la aplicación de velocidad variable de giro de pieza para la supresión del *chatter* regenerativo en el proceso de rectificado cilíndrico en vaivén, al igual que en los artículos anteriores donde se ha analizado en el rectificado sin centros en pasante y en el rectificado cilíndrico en penetración. Para ello, se ha propuesto un modelo de estabilidad dinámica que tenga en cuenta la configuración especial del proceso y se ha utilizado el método de semidiscretización para la obtención de los parámetros óptimos de variación de la velocidad. Las mejores combinaciones se han definido para amplitudes mayores del 10% de la velocidad nominal de pieza y frecuencias menores de 1 Hz. Estos desarrollos se han validado experimentalmente y se ha conseguido una buena correlación entre los resultados teóricos y experimentales.

Avoiding chatter in traverse cylindrical grinding by continuous workpiece speed variation

J. Alvarez^{a,*}, M. Zatarain^a, J.I. Marquinez^a, N. Ortega^b, I. Gallego^c

^aIK4-IDEKO S.COOP., Pol. Industrial de Arriaga, 2. 20870 Elgoibar, Spain

^bFaculty of Engineering of Bilbao, Alda. Urquijo s/n, 48013, Bilbao, Spain

^cFaculty of Engineering – Mondragon University, Loramendi 4, 20500, Mondragon, Spain

*Corresponding autor. Tel.: +34943748000; fax: +34943743804

E-mail address: jalvarez@ideko.es (J. Alvarez)

Abstract

Regenerative chatter is one of the main limiting factors in traverse cylindrical grinding since it involves loss of productivity, geometric inaccuracies, superficial marks and increase of roughness. Continuous workpiece speed variation is demonstrated to be an efficient method among chatter suppression techniques but variation parameters (amplitude and frequency) are normally selected based on trial-and-errors. Therefore, a dynamic stability approach is proposed in which optimal combination of these parameters is defined based on semidiscretization technique, which consists of obtaining the eigenvalues of the transition matrix between consecutive workpiece rotations. Validation is carried out experimentally and good correlation between simulated and experimental results is achieved. Best combinations of variation parameters are achieved with amplitudes higher than ten per cent of the nominal workpiece speed and frequencies lower than one hertz. Then, the optimal parameters of continuous workpiece speed variation for chatter suppression can be predicted theoretically via semidiscretization. The application of this suppression technique has been successfully assessed for traverse cylindrical grinding.

Keywords: Traverse, Grinding, Chatter, Stability, Semidiscretization

7.1 Introduction

Grinding is a finishing process applied over high added value workpieces. This process is characterized by its ability for finishing workpieces requiring smooth surfaces and fine tolerances. However, as it happens with other machining processes, grinding is subjected to thermally, mechanically and dynamically induced errors. In case of traverse cylindrical grinding, dynamically induced errors are of primary importance resulting in loss of productivity, geometric inaccuracies, superficial marks and increase of workpiece roughness, grinding machine damage or even wheel breakage.

In cylindrical grinding, self-excited vibration or *chatter* is mainly caused by a regenerative effect which can possibly exist on both workpiece and the grinding wheel. As cylindrical grinding implies a driven motion of both the grinding wheel and the workpiece, double regenerative coupled problem involves added complexity to the

dynamic models developed for turning or milling. According to that, several works have been published dealing with chatter growth in grinding [Sno69,Tho74,Tak78,Tho86a,Ina01,Li06,Oli08]. Due to the cylindrical grinding kinematics, the waves generated on the workpiece surface caused by the relative vibration between the grinding wheel and the workpiece, results in a change of depth of cut during one revolution of the workpiece. The phase shift between the outer modulation and the inner modulation makes the process unstable under certain conditions. The waves generated on the workpiece surface through the regenerative effect grow quite rapidly whereas those generated on the grinding wheel surface grow more gradually [Mar06]. When the vibration amplitude builds up to a certain limit, those waves should be removed through truing and dressing or by periodically disengaging the wheel from the workpiece. Alternatively, the frequency of the chatter can be increased to the point that the grinding process itself acts as a filter to absorb the vibration energy. For this reason, the natural frequencies of wheels are targeted at values higher than 500Hz or, ideally, higher than 1000Hz [Mar13]. Because of these reasons, this paper will only focus on the workpiece regenerative chatter.

The analysis of chatter phenomenon is more complex when it is dealing with traverse cylindrical grinding as different contact conditions are established along the wheel width. An unsymmetrical material distribution can lead to undesired displacements, especially at higher workpiece rotational speeds. Problems are common when grinding long, slender components with high dynamic flexibility. There exist several investigations for cylindrical traverse grinding process [Shi78,Fro86,Wec97,Wec01,Rud11,Yan12].

The dynamic stability of cylindrical traverse grinding was analyzed in depth in [Liu07] where grinding wheel and workpiece regeneration effect were taken into account. Their approach has the capability of capturing stability characteristics in parameter space directly from the spectrum without using the time-domain response.

In [Chu11] cylindrical traverse grinding stability was study taken into account the nonlinearities in the interaction grinding normal forces between the grinding wheel and the workpiece. Nonlinear time φ instead of physical time was introduced in Fourier series to obtain analytical solution.

With the aim of controlling grinding process, diagnose, check and further suppression of vibrations should be carried out. A number of practical methods have been proposed for suppressing vibrations, i.e., modification of the grinding conditions, increase of the dynamic stiffness of the mechanical system and disturbing the regenerative effect [Ina01]. Amongst them, it has been shown that the use of grinding wheel and workpiece speed variation can be effectively used as a strategy to suppress the regenerative chatter in both grinding wheel and workpiece [Bart69,Ina77]. Using this methodology, material removal rate, workpiece roughness and roundness, and wheel wear can be improved [Ceg73,Kou76]. As an example, in [Gal86] it was reported that through periodically variation of the workpiece speed to prevent lobe buildup on the wheel G-ratio by up to 40% and productivity up to 300% can be increased by extending the time between dresses. Authors developed a time-domain dynamic model in order to analyze the application of continuous workpiece speed variation (CWSV) both in infeed [Bar09] and throughfeed [Capítulo 5] centerless grinding process, based on previous theoretical analysis [Gal07,Bar10] respectively, leading to the conclusion that low frequencies and large amplitudes are best combinations for chatter suppression.

Different approaches have been developed in machining processes such as turning or milling to analyse the influence of speed variation in dynamic stability [Ina74,Sex78,Alt92,Tsa93,Sas02,Ins03,Ins04,Zat08]. Among them, semidiscretization

has been demonstrated to be an efficient method for turning [Ins04] and milling [Zat08] stability analysis, but any work regarding the application of this method on grinding processes can be found in the literature. Besides the robustness of this method for delayed differential equations, one of the most interesting features of semidiscretization is the possibility of analysing the process stability when variable speeds are included. Up to now only time-domain models have been used to analyse CWSV application in grinding [Ina01, Ina77, Bar09, Capítulo 5], with its high computational cost.

The objective of this work is to develop a practical method for suppressing chatter vibration while maintaining high productivity and quality of the ground parts. To do this, semidiscretization will be applied to a cylindrical traverse grinding process approach and stability maps will be devised for the selection of optimal combination of CWSV parameters. In the case of sinusoidal variation, that has been proved to be the best signal shape [Bar09], CWSV parameters will be the amplitude and the frequency of the sinusoidal variation.

Finally, experimental tests have been performed to validate this methodology and analyze the dynamic behavior of the process when CWSV is applied. Good correlation between simulated and experimental results has been obtained.

7.2 Definition of parameters of continuous workpiece speed variation

The proposed methodology for the definition of the parameters of CWSV is based on the development of a dynamic approach for cylindrical traverse grinding process in which CWSV is implemented. First a time-domain dynamic approach is devised. Then, resulting equations are analyzed via semidiscretization method for dynamic analysis. Finally, maps are developed whose axes are CWSV parameters (frequency and amplitude for sinusoidal variation). Within these maps best combinations of CWSV parameters can be selected according to instability degree reduction.

7.2.1 Time-domain dynamic approach for cylindrical traverse grinding

The equation of motion for a Multiple Degree of Freedom (MDOF) system, which correspond to the considered vibration modes (N_m), is

$$\mathbf{M} \cdot \ddot{\mathbf{x}}(t) + \mathbf{C} \cdot \dot{\mathbf{x}}(t) + \mathbf{K} \cdot \mathbf{x}(t) = \mathbf{F}(t) \quad \text{Eq. 7.1}$$

where \mathbf{M} , \mathbf{C} and \mathbf{K} are the mass, viscous damping and stiffness matrices of the system, and $\mathbf{F}(t)$ is the grinding force in the normal direction, which follows the next expression:

$$\mathbf{F}(t) = \mathbf{\Phi} \cdot k_{wn} [\mu \cdot r_w(t - \tau) - r_w(t)] \quad \text{Eq. 7.2}$$

Normalizing to unit mass, $\mathbf{\Phi}$ is a vector with the modal deformations of considered modes in the normal direction. k_{wn} is the cutting stiffness and $r_w(t - \tau)$ and $r_w(t)$ are the radius defect at the cutting point in the previous and the current workpiece revolutions respectively, being τ the time between revolutions. μ is the overlapping factor for traverse grinding and corresponds to the relation between traverse feed per workpiece revolution (b_w) and the grinding wheel width (b), as follows:

$$\mu = 1 - \frac{b_w}{b} = 1 - \frac{v_t}{b \cdot n_w} \quad \text{Eq. 7.3}$$

where v_t is the traverse feed and n_w is the workpiece rotational speed. For infeed grinding processes the overlapping factor is equal to one while for traverse grinding processes this factor is lower than one.

Current radius defect can be expressed as

$$r_w(t) = \Phi \cdot \mathbf{x}(t) + \frac{k_{wn} [\mu \cdot r_w(t - \tau) - r_w(t)]}{k_r} \quad \text{Eq. 7.4}$$

and isolating $r_w(t)$:

$$r_w(t) = \frac{\Phi}{\left(1 + \frac{k_{wn}}{k_r}\right)} \cdot \mathbf{x}(t) + \mu \cdot \frac{k_{wn}}{k_r \left(1 + \frac{k_{wn}}{k_r}\right)} \cdot r_w(t - \tau) \quad \text{Eq. 7.5}$$

where k_r is the residual stiffness. It can be calculated subtracting the flexibility of the considered vibration modes from the process equivalent stiffness k_{eq} , which is the sum of the system static flexibility and the grinding wheel-workpiece contact flexibility and can be obtained by different experimental methods [Ram98].

$$\frac{1}{k_r} = \frac{1}{k_{eq}} - \sum_{i=1}^{N_m} \frac{\Phi_i^2}{\omega_i^2} \quad \text{Eq. 7.6}$$

where ω_i are the natural frequencies and Φ_i the displacements in the normal direction of considered modes.

Replacing Eq. 7.2 and Eq. 7.5 in Eq. 7.1, radius defect or workpiece profile evolution can be simulated dynamically in the time-domain.

Figure 7.1 shows the main parameters of the cylindrical traverse grinding model, including the overlapping factor and the dynamic diagram.

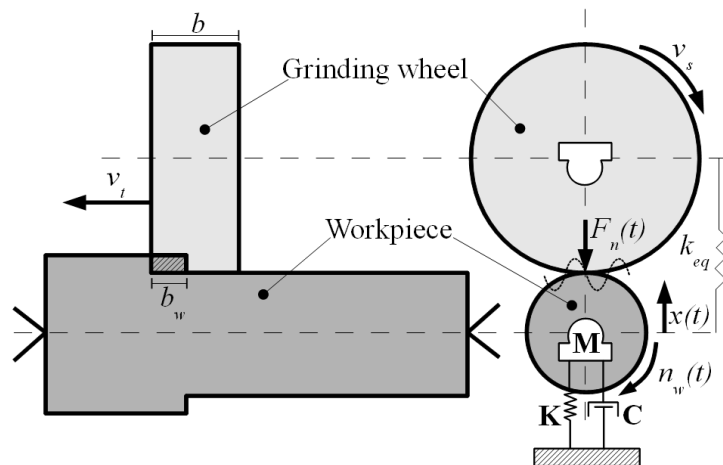


Figure 7.1. Cylindrical traverse grinding model.

7.2.2 Semidiscretization for stability analysis of cylindrical traverse grinding

Once cylindrical traverse grinding process is modelled, semidiscretization technique is applied for the dynamic stability analysis. The corresponding mathematical model is a delay-differential equation (DDE). Hence, semidiscretization is proposed since is a good way of dealing with differential equations for which the solution cannot be given in closed form.

Accuracy of semidiscretization depends on the integration step; therefore this method is parameterized in calculation time and accuracy. The first step consists of the definition of the integration time τ between discretized points of the workpiece profile. It will depend on the maximum frequency of the considered vibration modes in order to permit the appearance of expected lobes in the workpiece profile.

The final goal of this method is the analysis of the eigenvalues of transition matrix \mathbf{S} obtained as a relation between the radius defect of the discretized points of the workpiece profile δ_i and the dynamic states p_n in one workpiece revolution and the ones of the next revolution. If any eigenvalue has a magnitude larger than 1, then the system is unstable, whereas when all magnitudes are lower than 1 the system is stable. Resulting transition matrix is:

$$\mathbf{S} = \begin{bmatrix} W & 0 & 0 & \cdots & 0 & \mathbf{TA}_{n0} \\ \mathbf{TG} & \mathbf{TG}'+W & 0 & \cdots & 0 & \mathbf{TDA}_{n0} \\ \mathbf{TDG} & \mathbf{T(DG}'+\mathbf{G}) & \mathbf{TG}'+W & \cdots & 0 & \mathbf{TDDA}_{n0} \\ \mathbf{TDDG} & \mathbf{TD(DG}'+\mathbf{G}) & \mathbf{T(DG}'+\mathbf{G}) & \cdots & 0 & \mathbf{TDDDA}_{n0} \\ \vdots & \vdots & \vdots & \ddots & \vdots & \vdots \\ \mathbf{T} \prod_{n-2}^{n-1} \mathbf{DG} & \mathbf{T} \prod_{n-3}^{n-2} \mathbf{D(DG}'+\mathbf{G}) & \mathbf{T} \prod_{n-4}^{n-3} \mathbf{D(DG}'+\mathbf{G}) & \cdots & \mathbf{TG}'+W & \mathbf{T} \prod_{n-1}^{n-2} \mathbf{DA}_{n0} \\ \prod_{n-1}^{n-2} \mathbf{DG} & \prod_{n-2}^{n-3} \mathbf{D(DG}'+\mathbf{G}) & \prod_{n-3}^{n-4} \mathbf{D(DG}'+\mathbf{G}) & \cdots & \mathbf{DG}'+\mathbf{G} & \prod_n \mathbf{DA}_{n0} + \mathbf{T(G}'+W) \end{bmatrix}$$

Eq. 7.7

whose internal variables are obtained as in [Bed09]. Being \mathbf{T} the initial state, \mathbf{A} is the damped free vibration matrix, devised in [Bed09]. The other matrices are built as follows:

$$\mathbf{D} = \mathbf{A} - \mathbf{B} \quad \text{Eq. 7.8}$$

$$\mathbf{B} = \begin{bmatrix} \frac{\tau^2}{2} & \frac{\tau^3}{6} \\ \tau & \frac{\tau^2}{2} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{B}_f & 0 \\ 0 & \mathbf{B}_f \end{bmatrix} \quad \text{Eq. 7.9}$$

$$\mathbf{G} = \begin{bmatrix} \frac{\tau^2}{3} \\ \frac{\tau}{2} \end{bmatrix} [\mathbf{G}_f] \quad \mathbf{G}' = \begin{bmatrix} \frac{\tau^2}{6} \\ \frac{\tau}{2} \end{bmatrix} [\mathbf{G}_f] \quad \text{Eq. 7.10}$$

$$\mathbf{B}_f = \Phi' \cdot \Phi \cdot \frac{k_{wn}}{\left(1 + \frac{k_{wn}}{k_r}\right)} \quad \text{Eq. 7.11}$$

$$\mathbf{G}_f = \Phi \cdot \mu \cdot \frac{k_{wn}}{\left(1 + \frac{k_{wn}}{k_r}\right)} \quad \text{Eq. 7.12}$$

$$W = \mu \cdot \frac{k_{wn}}{k_r \cdot \left(1 + \frac{k_{wn}}{k_r}\right)} \quad \text{Eq. 7.13}$$

The methodology of achieving these matrices from Eqs. 7.1, 7.2 and 7.5 is based on space-state integration and is extensively explained in [Bed09].

7.2.3 Implementation of continuous workpiece speed variation

One of the main advantages of the use of semidiscretization method related to other approaches is the possibility to analyse easily the process stability when CWSV is applied. In this paper, a sinusoidal variation has been applied to the workpiece speed. The adaptation of semidiscretization method to CWSV is straightforward. The condition is that the speed variation period is an integer multiple of the workpiece speed period. Subsequently, the transition matrix is calculated over the speed variation period and the magnitude of the eigenvalues of the resulting matrix will define the stability of the process again.

By means of this calculation, the analysis of radius defect evolution through a period equivalent to the speed variation frequency is assured. For each discretized point of workpiece profile, workpiece rotational speed and time interval are recalculated, keeping constant the angular distance between discretized points.

According to this methodology, Figure 7.2 shows the instability degree reduction according to the maximum magnitude of the eigenvalues, due to the application of CWSV following a sinusoidal signal. The reduction is related to a reference unstable grinding condition obtained from the simulation conditions of Table 7.1 and Table 7.2. Selected workpiece rotational speed and traverse feed rate are 700 rpm and 800 mm/min respectively.

Optimal values of CWSV can be selected by analysing the map from Figure 7.2. In this example, they correspond to values of frequency lower than one hertz and values of amplitude higher than 10 % from the nominal speed. With these combinations, eigenvalues with values about the 10 % of the ones without CWSV application are achieved. This map shows the significance of selecting the best combination of CWSV parameters in order to diminish chatter amplitude.

This map is similar to the ones obtained in [Bar09] and [Capítulo 5] with time-domain simulations, but with a ten times less computational cost at least.

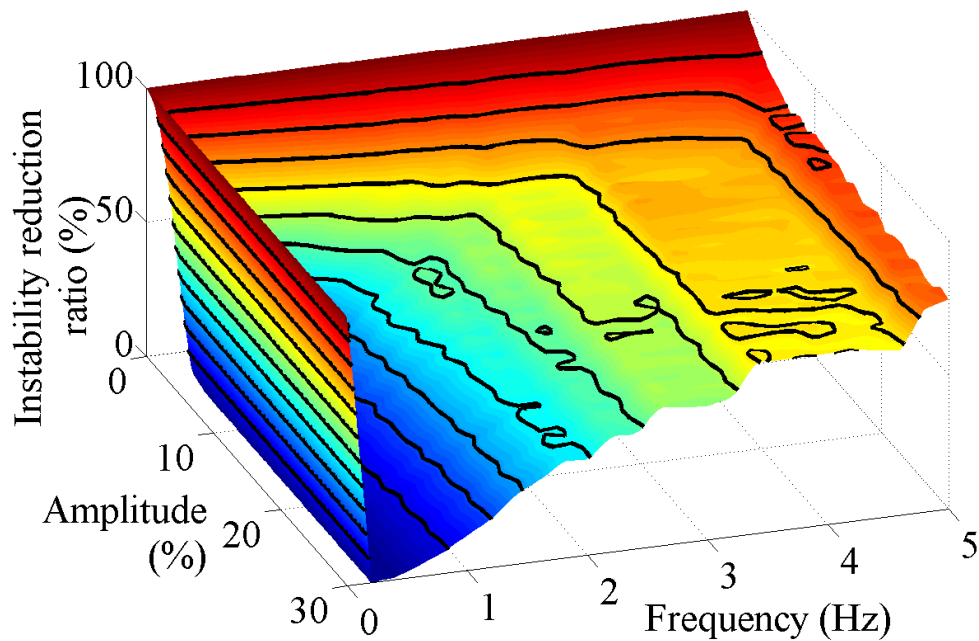


Figure 7.2. Instability reduction map for combination of CWSV parameters: amplitude and frequency.

7.3 Experimental validation

7.3.1 Dynamic stability analysis of cylindrical traverse grinding

First tests have been performed to analyse the dynamic behaviour of cylindrical traverse grinding process and validate devised approach. Test conditions are shown in Table 7.1.

System components		Process conditions	
Machine	Danobat FG600	Grinding wheel speed	35 m/s
Grinding wheel	A70L6V Ø449x20 mm	Diametric stock	0.01 mm
Workpiece	Steel 60 HRc Ø23x300 mm	Dressing speed	150 mm/min
Coolant	Rhenus R.Meta TY 100S	Dressing stock	0.03 mm

Table 7.1. Experimental test conditions.

Different values of workpiece rotational speed and traverse feed rate have been applied in this analysis since these are the most influential parameters according to dynamic stability.

Modal analysis			
Mode	f_n (Hz)	ξ (%)	Φ_x
1	498	4.89	0.792
2	557	0.72	0.347
3	576	1.96	0.743
Equivalent stiffness (N/ μm)		5.6	
Specific energy (J/ mm^3)		90.45	

Table 7.2. Modal analysis and process stiffness.

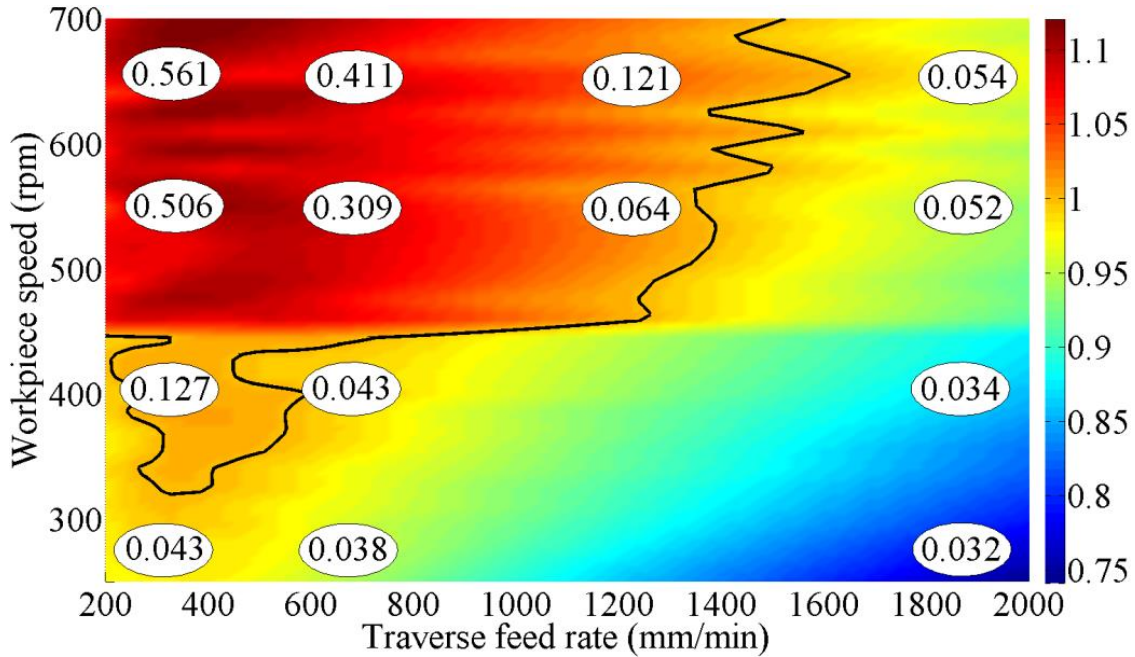


Figure 7.3. Stability map for cylindrical traverse grinding via semidiscretization. Comparison between theoretical and experimental results.

A modal analysis has been carried out whose results are shown in Table 7.2. Equivalent stiffness and specific energy have been obtained experimentally and are also shown in Table 7.2. Stability map is simulated in Figure 7.3 including these parameters in the theoretical approach.

The stability map shows the eigenvalues of transition matrix obtained from semidiscretization, Eq. 7.7. As said in section 7.2.2, eigenvalues over 1 are unstable while eigenvalues lower than 1 are stable. The black line in this map corresponds to stability limit (eigenvalue equal to one). Therefore, these values are useful to analyse the stability degree for each combination of workpiece speed and traverse feed rate. In the same map of Figure 7.3, experimental results are shown within white ellipses. These values are the severity in millimetres per second of accelerometer signal between 500 and 800 Hz for each corresponding combination of workpiece speed and traverse feed rate.

It can be noticed theoretical and experimentally that more stable processes can be achieved when increasing traverse feed rate or when decreasing workpiece speed, since traverse overlapping factor from Eq. 7.3 is decreased. Under values of 450 rpm of workpiece speed system is stabilised due to lobe filtering phenomenon.

7.3.2 Application of CWSV to traverse grinding

Different tests have been performed to analyse the effectiveness of CWSV method in cylindrical traverse grinding process. First, an unstable configuration from previous tests has been selected: a traverse feed rate of 260 mm/min and a workpiece rotational speed of 550 rpm (Figure 7.3).

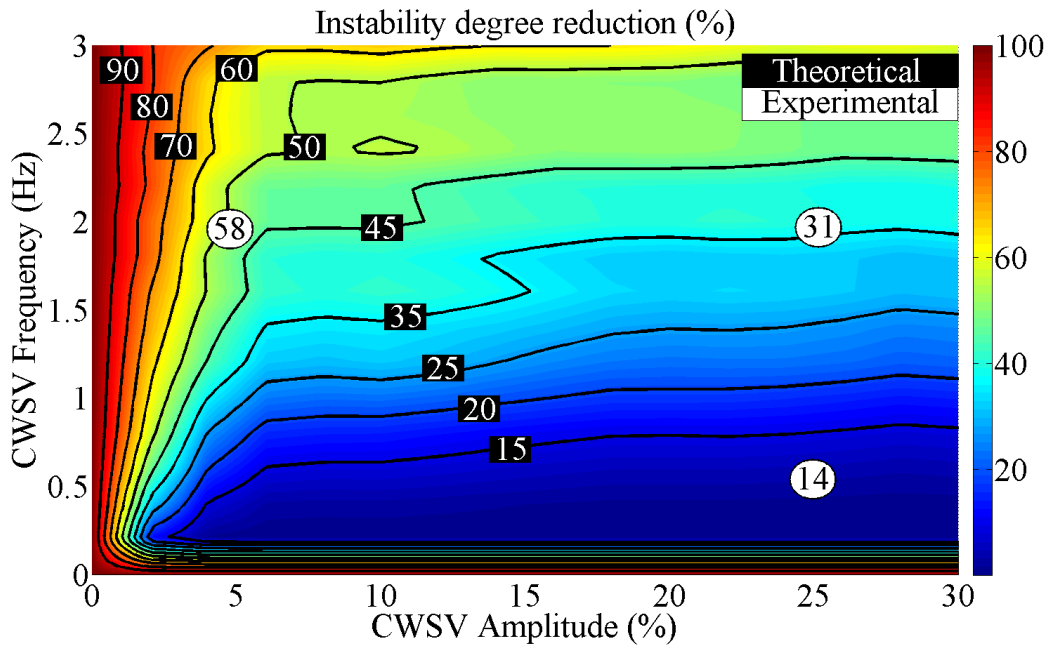


Figure 7.4. Map of instability degree reduction ratio. Comparison of theoretical and experimental results.

As in Figure 7.2, a map of stability degree reduction ratio has been simulated whose axes are CWSV parameters: amplitude and frequency of a sinusoidal signal (Figure 7.4). The reduction ratio is based on the comparison of transition matrix eigenvalues obtained for each combination of amplitude and frequency related to the ones of unstable configuration. Experimental results are also shown in Figure 7.4.

The reduction ratio is in this case based on the comparison of the severities of the accelerometer signal FFTs in a range of frequencies between 500 and 800 Hz, where the chatter peaks appear. Good correlation between theoretical and experimental results can be noticed. In order to clarify Figure 7.4, with a combination of 2 Hz frequency and 25 % amplitude, 31 % of severity related to the one obtained without CWSV is achieved experimentally while the simulation result is 35 %.

Figure 7.5 shows FFTs of the accelerometer signals for the different combinations that have been used to validate Figure 7.4. The higher amplitude of chatter FFT peaks and severity is obtained without the application of CWSV. This amplitude is decreased by applying combination of CWSV parameters, as can be seen also in Figure 7.4. This behaviour leads to an improvement of the workpiece final roundness. Figure 7.6 shows corresponding workpiece profiles for each combination. Roundness values follow the same trends that severity and theoretical results do. It can be noticed that best roundness values are achieved when low frequencies (lower than 1 Hz) and high amplitudes (between 10 and 30 %) are selected, as predicted theoretically.

7.4 Conclusions

The main conclusions of this work can be summarised as follows:

1. Semidiscretization method has been applied successfully to the dynamic stability analysis of the cylindrical traverse grinding process.

2. The application of continuous workpiece speed variation for chatter suppression can be analyzed theoretically via semidiscretization for the selection of optimal combinations of CWSV parameters: amplitude and frequency.
3. Theoretical dynamic approach has been validated experimentally and good correlation between experimental and simulated results has been achieved.
4. Theoretical and experimental results shows that amplitudes higher than 10 % of the nominal workpiece speed and frequencies lower than one hertz are the optimal combinations of CWSV parameters.

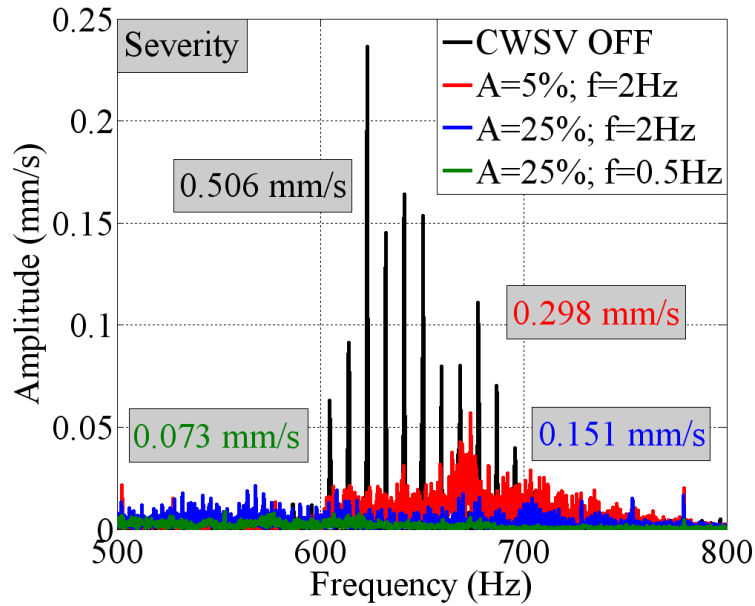


Figure 7.5. Accelerometer signal FFTs for different combinations of CWSV parameters.

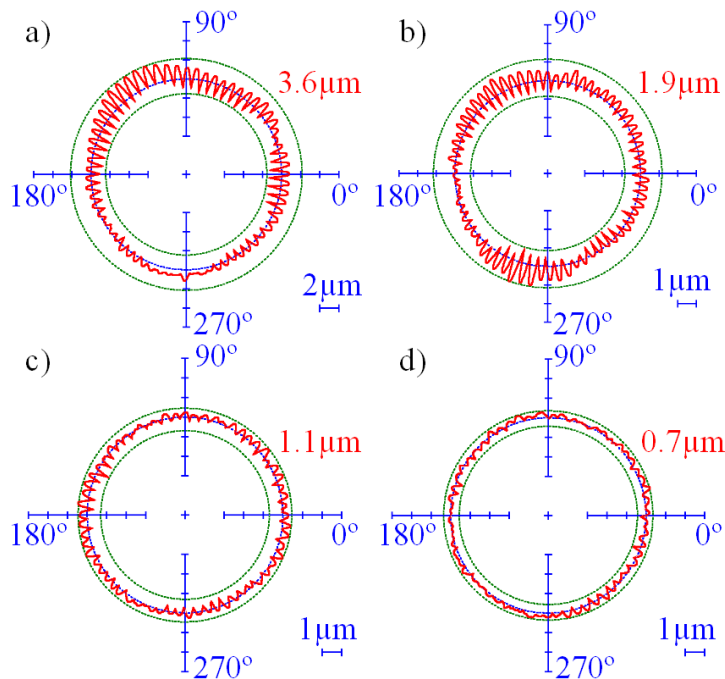


Figure 7.6. Roundness for each CWSV combination: a) without CWSV; b) A=5%, f=2Hz; c) A=25%, f=2Hz; d) A=25%, f=0.5Hz.

7.5 Acknowledgments

The authors wish to acknowledge their colleagues from IK4 Ideko Technological Centre (U. Abasolo, I. Bediaga and J. Landa) for their contribution to this work.

Thanks are given to the Spanish Ministry of Economy and Competitiveness (MINECO) for their support to the Research Project 'Integration of numerical and experimental techniques for the increase in the added-value of precision ground components' (DPI2010-21652-C02-00).

Capítulo 8

Continuous variable feed rate: a novel method for improving infeed grinding processes

En este artículo se presenta un método para mejorar los procesos de rectificado en penetración mediante la aplicación de una velocidad de avance continuamente variable. Esta velocidad variable sustituye a las velocidades constantes escalonadas de los ciclos actuales por etapas (desbaste, acabado, chispeo) con el objetivo de obtener procesos más eficientes en términos de productividad y/o calidad de pieza, evitando además la dificultad de definición de las etapas actuales. Para ello, primero se ha desarrollado un entorno de simulación en el dominio del tiempo para analizar la influencia de esta técnica en las fuerzas de rectificado, la rugosidad de pieza, la redondez, la tolerancia dimensional o el comportamiento dinámico. Posteriormente se han realizado ensayos para validar el modelo y la eficiencia de esta técnica comparando diferentes ciclos convencionales con los de velocidad variable.

Continuous Variable Feed Rate: a Novel Method for Improving Infeed Grinding Processes

J. Álvarez^{a,*}, D. Barrenetxea^a, J.I. Marquínez^a, I. Bediaga^a, I. Gallego^b

^aIDEKO IK4 S.COOP., Pol. Industrial de Arriaga, 2. 20870 Elgoibar, Spain

^bFaculty of Engineering – Mondragon University, Loramendi 4, 20500, Mondragon, Spain

*Corresponding autor. Tel.: +34943748000; fax: +34943743804

E-mail address: jalvarez@ideko.es (J. Álvarez)

Abstract

This paper presents a novel method for improving infeed grinding processes based on the application of continuous variable feed rate (CVFR). Nowadays, infeed cycle configuration is defined by selecting constant feed rates and stock removals for each consecutive stage, normally roughing, finishing, and a final spark-out, for the purpose of achieving required workpiece tolerances in a fixed time while avoiding process limitations and instabilities. CVFR leads to more efficient cycles without the difficulty of defining feed rate and stock removal values. To that end, CVFR has been implemented in a time-domain simulation of infeed grinding processes to analyze theoretically the influence of variation parameters in process forces, workpiece roughness, roundness and size tolerance, or dynamic behavior. Then, tests have been performed to validate the simulation approach, comparing CVFR cycles with equivalent conventional ones. Different types of downward variations for the feed rate have been applied, concluding that grinding processes can be improved with this method regarding productivity and workpiece geometrical and surface tolerances.

Keywords: Grinding . Optimization . Simulation . Variable feed rate

8.1 Introduction

In cylindrical and centerless infeed grinding processes the material removal occurs by an infeed cycle composed of several stages with constant infeed rates, normally: roughing, finishing and a final spark-out. Nowadays in an industrial environment, cycle configuration is usually determined by operator experience and trial-and-errors. The difficulty of selecting cycle parameters in order to achieve the required workpiece tolerances avoiding all the process instabilities at the same time has led to a comprehensive study of infeed cycle definition during the last decades.

On the one hand, infeed cycle configuration has been tackled based on theoretical or empirical models that propose constant feed rates of the cycle stages. The work developed by Malkin [Mal89] is the main reference on optimal cycle definition in grinding processes. Previously, optimization algorithms for grinding were developed to minimize either cycle time or cost [Sal80]. Peters and Aereus [Pet80] devised a simplified model to obtain optimal infeed rates for a three stage cycle without intermediate wheel dressing. Amitay et al. [Ami81] obtained maximum feed rate of

infeed cycle subject to constraints of thermal damage and surface roughness. Xiao et al. [Xia93] determined optimal grinding conditions with the constraints of thermal damage, wheel wear, out-of-roundness, roughness and size tolerance. Later, Xiao and Malkin [Xia96] developed an on-line optimization system for internal plunge grinding to minimize production time in response to in-process and post-process measurements which update the process model. Gallego [Gal07] proposed a similar approach for centerless grinding taking also into account the characteristic instabilities of this process, as developed previously by Hashimoto [Has04]. Barrenetxea et al. [Bar12a] continued with the approach by Gallego, developing a model-based assistant tool for the set up and optimization of centerless grinding process, focusing on avoiding the main limitations and increasing productivity.

Other optimization methods are based on controlling process parameters for the continuous variation of feed rate in order to reduce the cycle time. Gao et al. [Gao92] developed a control method in which feed rate is increased during the transient periods of the cycle using the workpiece roundness to adjust control parameters. Allanson et al. [All97] proposed a method to adapt dwell time based on the system time constant obtained from the power measurement. Malkin and Koren [Mal84] derived an accelerated spark-out method to minimizing or even eliminating the spark-out time. Dong et al. [Don04a] developed an optimal control methodology continuously varying infeed rate based on on-line measurements of power and size.

The application of variable speeds during the infeed cycle has been applied previously in grinding over the grinding wheel and workpiece spindles [Ina01,Bar09], whose main objective is the suppression of chatter, both in the grinding wheel or in the workpiece. Authors also analyzed theoretical and experimentally the application of feed rate variation in throughfeed centerless grinding by varying regulating wheel speed and studied the influence of the variation on process forces, workpiece roughness and roundness and dynamic behavior [Capítulo 5].

This paper presents a new strategy of cycle configuration based on a continuous downward variation of feed rate by means of an application implemented in CNC where stock removal and cycle time have to be included and variation parameters are calculated automatically depending on the signal shape: ramp, sinusoidal, ...

First, CVFR has been implemented in a time-domain model to analyze theoretically the influence of variation parameters on process forces, workpiece roughness, roundness and size tolerance or dynamic behavior. Then, tests have been performed to validate the simulation approach, comparing CVFR cycles with equivalent conventional ones. The theoretical and experimental studies presented in this paper are performed in both cylindrical and centerless infeed grinding processes, taking into account that any disturbance generated during the cycle can be more critical in centerless grinding due to its characteristic roundness evolution generated by geometric lobing.

8.2 Theoretical analysis

First, a simulation approach has been developed for both cylindrical and centerless infeed grinding process, in which CVFR method has been implemented.

8.2.1 Time-domain dynamic approach

A time domain dynamic model has been adapted based on the evolution of the instantaneous workpiece radius defect regarding the equation of continuity by Barrenetxea et al. [Bar09]. For cylindrical grinding, equation is as follows:

$$\delta r_w(t) = \frac{\frac{k_w}{k_r} \delta r_w(t-\tau) + \sum_{n=1}^{N_m} \Phi_n \eta_n(t)}{1 + \frac{k_w}{k_r}} \quad \text{Eq. 8.1}$$

where $\delta r_w(t)$ and $\delta r_w(t-\tau)$ are the radius defect at one instant and the one of the previous workpiece revolution, Φ_n are the modal relative deformations and $\eta_n(t)$ are the dynamic displacements.

k_r is the residual stiffness, obtained by subtracting the static stiffness k_n of considered vibration modes (N_m) calculated from the modal analysis from the process equivalent stiffness k_{eq} , which can be obtained theoretical and experimentally by different manners [Gal07]:

$$\frac{1}{k_r} = \frac{1}{k_{eq}} - \sum_{n=1}^{N_m} \frac{1}{k_n} \quad \text{Eq. 8.2}$$

In this approach, k_{eq} is obtained experimentally. Several tests must be performed employing different feed levels. Then, based on the difference of diameters between tests with and without spark-out, the relation of measured cutting force and the total deflection of the system can be obtained.

k_w is the cutting stiffness, that can be expressed as a linear function of the ratio between workpiece speed v_w and grinding wheel speed v_s :

$$k_w = k'_{th} \cdot \frac{v_w}{v_s} \cdot b \quad \text{Eq. 8.3}$$

where b is the grinding length and k'_{th} is the called cutting index, which depends on the workpiece material, grinding wheel composition, coolant and dressing condition [Ram01]. The calibration of the cutting index is carried out considering that this parameter is the slope of the straight line that represents the specific cutting force versus the equivalent chip thickness obtained from different grinding processes varying the material removal rate [Ram01].

The process dynamic behavior is obtained from a numerical integration of the delay-differential equation [Capítulo 6]:

$$\mathbf{M} \cdot \ddot{\boldsymbol{\eta}}(t) + \mathbf{C} \cdot \dot{\boldsymbol{\eta}}(t) + \mathbf{K} \cdot \boldsymbol{\eta}(t) = \mathbf{F}_n(t) = \boldsymbol{\Phi} \cdot k_w [\delta r_w(t-\tau) - \delta r_w(t)] \quad \text{Eq. 8.4}$$

where \mathbf{M} , \mathbf{C} and \mathbf{K} are $N_m \times N_m$ mass, damping and stiffness matrices.

Solving Eqs. 8.1 and 8.4, evolution of radius defect with the influence of the dynamic parameters can be obtained.

8.2.2 Continuous variable feed rate (CVFR) implementation

Time domain simulation is carried out by discretizing first the workpiece profile into a sufficient number of points regarding the dynamic analysis. Once initial profile is obtained, process parameters are recalculated during cycle time and the evolution of workpiece radius, workpiece profile, grinding forces and power, specific energy, temperature reached at the cutting point, maximum chip thickness or roughness are obtained at every instant.

CVFR is implemented in the simulation recalculating feed rate at each discretized moment according to the type of signal shape. Different shapes can be implemented for CVFR, including: sinusoidal, logarithmic, ramp-shape... Figure 8.1 shows several grinding cycles equivalent in time and stock removal, generated from different signal shapes.

Theoretical radius $r_{wth}(t)$ is simulated taking into account the theoretical feed per workpiece revolution obtained from the signal of feed rate $v_f(t)$ at every moment.

$$r_{wth}(t) = r_{wth}(t - \Delta t) - \Delta t \cdot v_f(t) \quad \text{Eq. 8.5}$$

where Δt is the time step between discretized points. For instance, the expression of a downward sinusoidal feed rate $v_f(t)$ should be:

$$v_f(t) = v_{f0} \cdot (1 + \cos(2\pi ft)) \quad \text{Eq. 8.6}$$

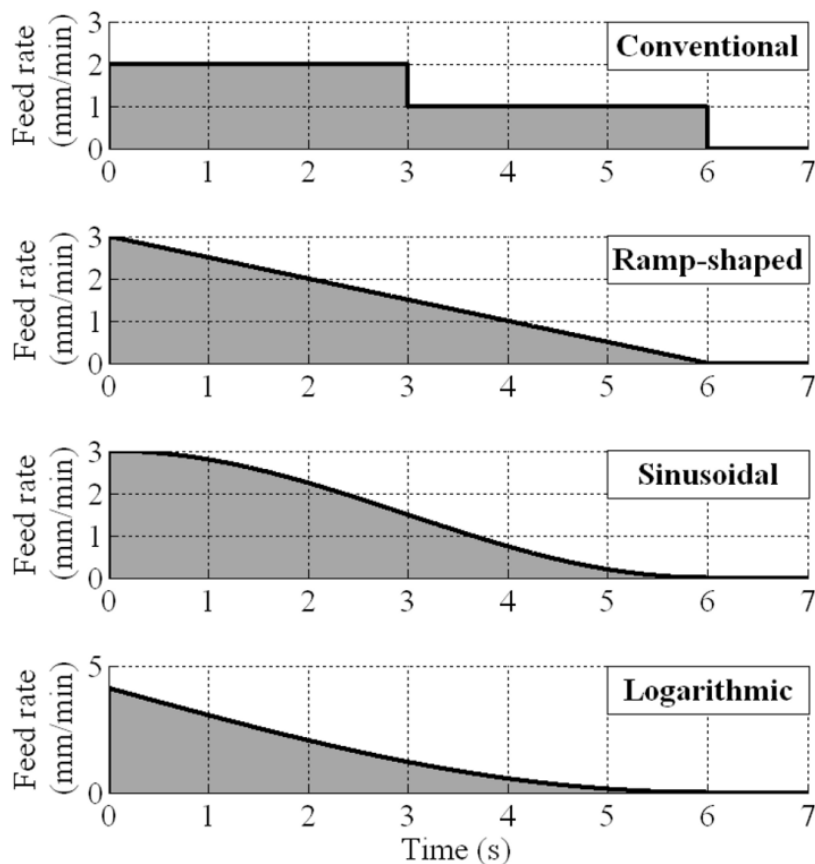


Figure 8.1. Equivalent cycles with different feed rate shapes.

being v_{f0} the corresponding constant feed rate necessary to remove the stock removal in the fixed time and f the frequency whose equivalent period is half the fixed time. Simulated real radius is obtained taking into account that the radius defect $\delta r_w(t)$ is the difference between the simulated real radius and theoretical radius.

8.2.3 Theoretical analysis of CVFR application

Once radius defect and roundness error evolution are simulated at each discretized point, different models from bibliography are adapted and implemented to analyze process behavior. The force model is an empirical approach related to the equivalent chip thickness h_{eq} (which is proportional to the feed rate) and presented in a previous work for centerless grinding [Capítulo 5].

$$F'_t(t) = k'_{th} \cdot h_{eq}(t) \quad \text{Eq. 8.7}$$

where $F'_t(t)$ is the specific tangential force and h_{eq} the equivalent chip thickness:

$$h_{eq}(t) = \frac{v_f(t) \cdot d_w \cdot \pi}{v_s} \quad \text{Eq. 8.8}$$

where d_w is the workpiece diameter. The application of CVFR affects grinding forces according to Eq. 8.7, so higher values of force are achieved when increasing the feed rate $v_f(t)$. Grinding power is directly obtained from grinding force.

Thermal damage model has been also implemented from reference [Mal89]. It calculates limit grinding power over which thermal damage appears.

$$P^*(t) = \frac{c_w b d_e^{1/4} v_w^{1/2} a(t)^{1/4} \theta^*}{\beta \alpha_w^{1/2} \varepsilon} \quad \text{Eq. 8.9}$$

where depth of cut $a(t)$ of Eq. 8.9 is proportional to feed rate.

Parameters c_w and α_w are the thermal conductivity and diffusivity of the workpiece material, d_e the equivalent diameter, ε the overall fraction of grinding energy entering the workpiece, and θ^* the temperature over which the thermal damage appears in the grinding zone. β is a constant that depends on the geometry of the heat source ($\beta = 1.06$ for a triangular energy source).

Regarding roughness, relationship between undeformed chip thickness h_m and the arithmetic mean value R_a proposed by Hecker and Liang [Hec03] is applied by using a correction factor R_{factor} that has to be calibrated in each case:

$$R_a(t) = R_{factor} \cdot h_m(t) \quad \text{Eq. 8.10}$$

h_m is calculated according to Eq. 8.11:

$$h_m(t) = \sqrt{\frac{4}{C_g \cdot r} \cdot \frac{v_w}{v_s} \left(\frac{a(t)}{d_e} \right)^{1/2}} \quad \text{Eq. 8.11}$$

where r is grit cutting point shape factor (a value of 10 is chosen from bibliography). C_g is the active grit density, obtained from [20]:

$$C_g = \frac{4 \cdot f_r}{d_g^2 \cdot \left(\frac{4\pi}{3v}\right)^{2/3}} \quad \text{Eq. 8.12}$$

where d_g is the equivalent spherical diameter of abrasive grains, v is the volume fraction of abrasive in the grinding wheel and f_r is the fraction of abrasive grains that actively cut in grinding ($f = 0.5$ is considered since it can be assumed that only one half of the grains on the wheel surface are actively engaged in cutting [Gop04]).

Depth of cut $a(t)$ affects $h_m(t)$ and therefore $R_a(t)$. Figure 8.2 shows clearly the influence of feed rate in the previous equations. There are represented two cylindrical grinding cycles: a conventional cycle with three constant stages and a CVFR cycle with sinusoidal variation. Grinding forces, process specific energy, grinding power and thermal damage limit power, roughness, roundness and radius defect are simulated during cycle time. Final values of roughness, roundness and size tolerance (from radius defect) are improved with CVFR cycle since feed rate values at the end of grinding time are lower. On the other hand, maximum grinding power is similar for both cycles so similar behavior related to thermal damage or wheel wear is expected.

8.2.4 Adaptation to infeed centerless grinding

The adaptation of previous approach to infeed centerless grinding is simple, adding to the workpiece radius defect equation Eq.8.1 the effect of the radius defects $\delta r_w(t-\tau_b)$ and $\delta r_w(t-\tau_r)$ at the contact points between workpiece and support blade and regulating wheel respectively [Gal07].

$$\delta r_w(t) = \frac{g_b \cdot \delta r_w(t-\tau_b) - g_r \cdot \delta r_w(t-\tau_r) + \frac{k_w}{k_r} \delta r_w(t-\tau) + \sum_{n=1}^{N_m} \{C\}' \{\Phi_n\} \eta_n(t)}{1 + \frac{k_w}{k_r}} \quad \text{Eq. 8.13}$$

being g_b and g_r two geometrical parameters which depends on the angles of Figure 8.3:

$$g_b = \frac{\sin(\varphi_2)}{\sin(\varphi_2 - \varphi_1)} \quad g_r = \frac{\sin(\varphi_1)}{\sin(\varphi_2 - \varphi_1)} \quad \text{Eq. 8.14}$$

Besides the dynamic instability, centerless grinding has inherent instabilities: spinning and geometric lobing [Gal07]. Any disturbance generated during the cycle is more critical in centerless grinding due to its characteristic roundness evolution generated by geometric lobing. Therefore, the influence of CVFR in centerless grinding on roundness error evolution should be more noticeable than in cylindrical grinding, as can be seen in the experimental analysis.

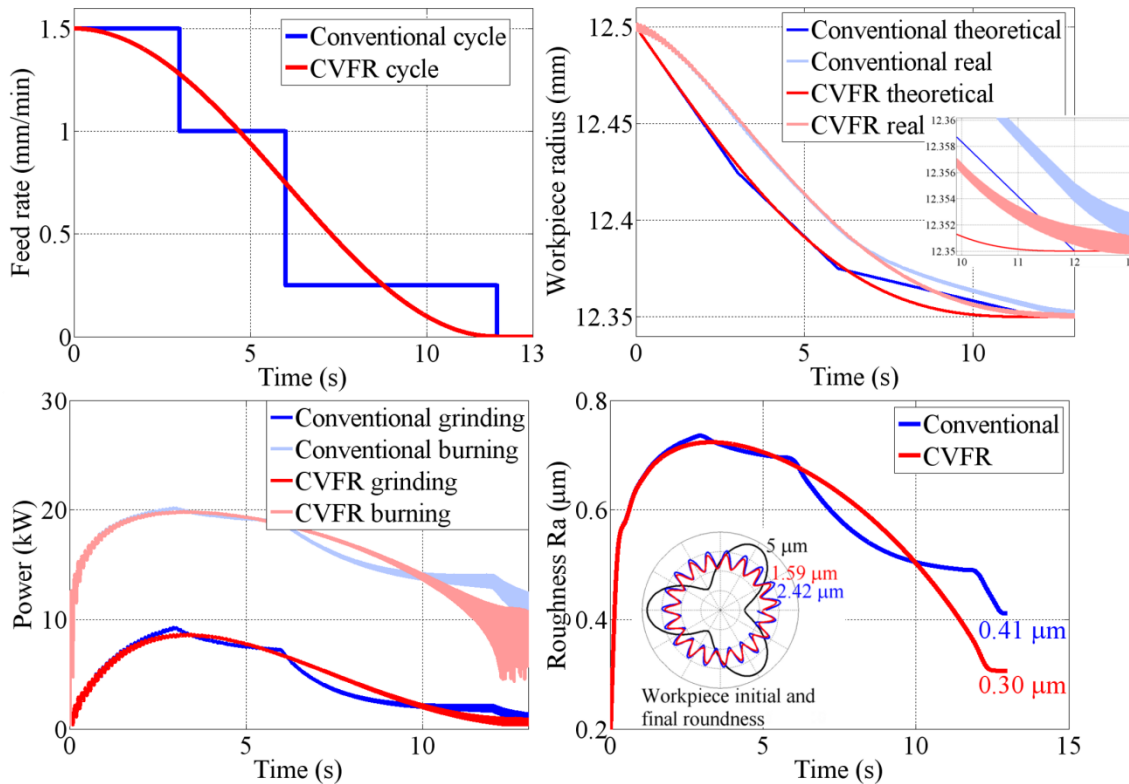


Figure 8.2. Theoretical comparison of conventional and CVFR cycles regarding power, roughness, roundness and size tolerance.

8.3 Experimental analysis

Different experiments have been carried out to validate the simulation approach while comparing the application of CVFR with conventional cycles.

8.3.1 Implementation of CVFR

CVFR has been implemented in CNC, on both Estarta E318MV centerless grinder and Danobat LG600 cylindrical grinding machine. The operator only has to enter cycle time and stock removal values and the type of signal shape of feed rate variation in the program interface and the CNC automatically generates the CVFR.

8.3.2 Comparison between CVFR and conventional cycles

Both conventional and CVFR cycles have been tested in infeed centerless grinding to analyze the evolution of grinding power, roughness, roundness and wheel wear. Test conditions are shown in Table 8.1. Cycles are plotted in Figure 8.4. All the cycles are equivalent in grinding time and stock removal.

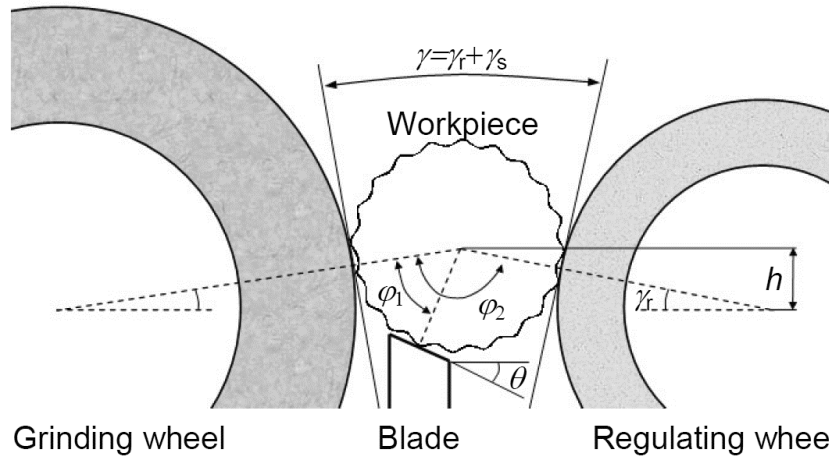


Figure 8.3. Geometric configuration of centerless grinding process.

Roughness R_a and roundness evolutions have been measured during each cycle and compared in Figure 8.5 and Figure 8.6 respectively. 3 workpiece are ground per test and 3 measurements are carried out per workpiece. Mean value is shown in each result with a measurement error that corresponds to the standard deviation. This measuring methodology is used along the paper experiments. G ratio has been measured during a serial of 25 workpieces without intermediate dressing.

System components		Process conditions	
Machine	Estarta E318MV	Grinding wheel speed	35 m/s
Grinding Wheel	Norton I9A60MVS $\varnothing 580 \times 254 \text{ mm}^2$	Regulating wheel speed	20 rpm
Regulating Wheel	Manhattan A120RL $\varnothing 300 \times 254 \text{ mm}^2$	Work-height	10 mm
Workpiece	16MnCrS5 60 HRc $\varnothing 27 \times 90 \text{ mm}^2$	Stock removal	0.3 mm
Blade	Tungsten carbide 30°	Spark-out time	3 s
Coolant	Rhenus R.Meta TY 100S	Cycle time	13 s

Table 8.1. Experimental test conditions for infeed centerless grinding.

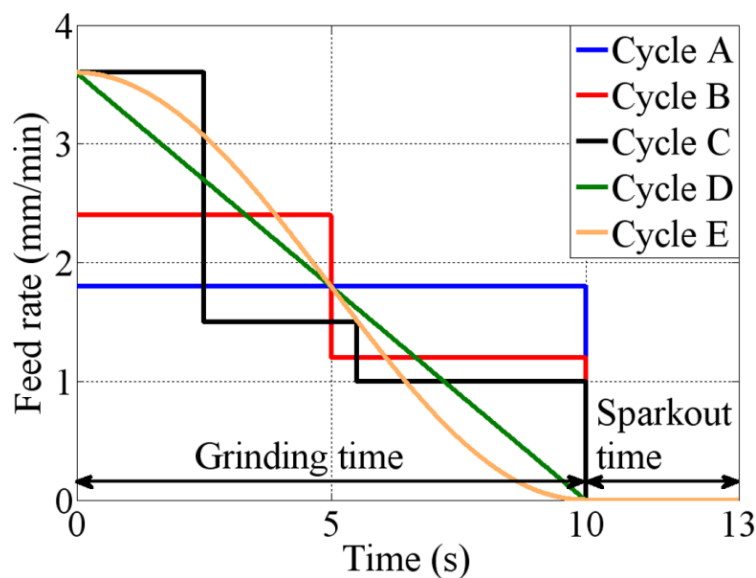


Figure 8.4. Comparison of conventional and CVFR cycles for infeed centerless grinding tests.

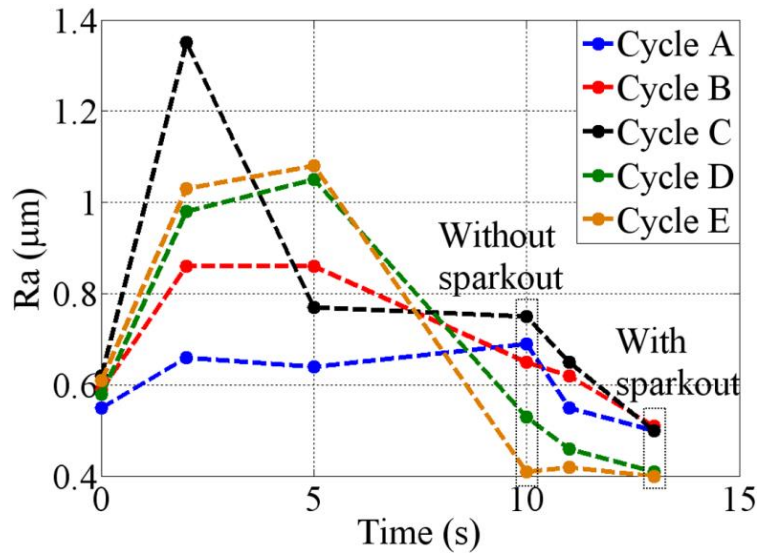


Figure 8.5. Roughness Ra evolution during each cycle.

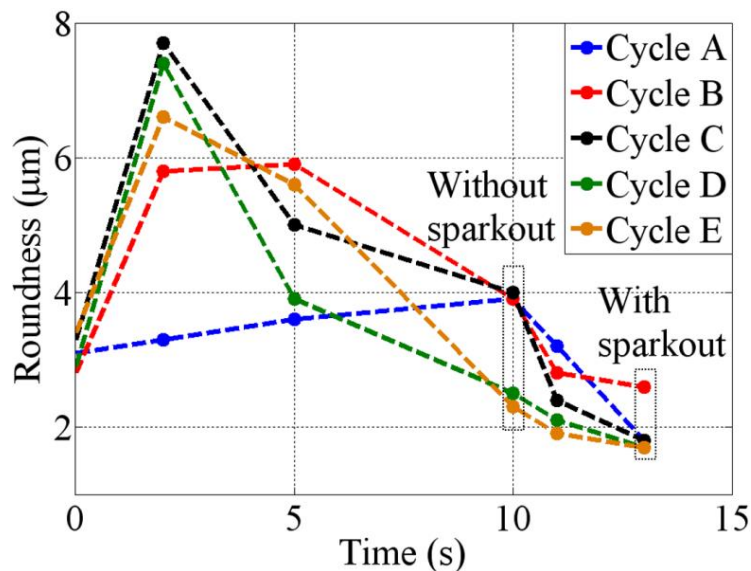


Figure 8.6. Roundness evolution during each cycle.

Dressing conditions of grinding wheel have been 0.02 mm of stock removal and 100 mm/min of dressing speed, with a Winter FAS-115 blade. Grinding wheel and regulating wheel have been dressed before every test.

Both roughness and roundness values show similar trends during cycle time. At the beginning of the cycle, roughness and roundness reach the highest values since feed rate is higher. Then values diminish following the feed rate shape. According to theoretical models, roughness and roundness values obtained for CVFR cycles before spark-out are lower than conventional ones since feed rate is lower at the end of grinding time. After spark-out time roughness and roundness values obtained for all the compared cycles are similar since minimum values are achieved regarding grinding wheel grits status and process geometric configuration.

Table 8.2 shows a comparison of experimental results according to roughness, roundness, size tolerance, with and without a spark-out time of 3 seconds. As mentioned above, mean value and standard deviation value are shown. Regarding

roughness, CVFR cycles without spark-out time achieve the same or even better results than conventional cycles with spark-out. Similar trends can be noticed regarding roundness and size tolerance results. This analysis leads to the conclusion that CVFR can also be used in some cases as cycle time reduction strategy by means of the reduction of spark-out time. Regarding G ratio, although G ratio of cycle E is lower than other cycle values, it can be concluded that similar grinding wheel wear is achieved within each cycle. Maximum power is directly related to maximum feed rate of each cycle. Although cycles A and B have lower values of maximum power, CVFR cycles have the best combinations of grinding power, roughness, roundness and size tolerance values.

On the other hand, Table 8.3 shows a comparison of cycles A and E with regard to unstable dynamic conditions or chatter, achieved by changing the regulating wheel speed to 30 rpm. Roughness and roundness for cycle E in unstable conditions have values of equal magnitude than the ones of cycle A in stable conditions. Improvements of roughness and roundness for every case are also shown. Figure 8.7 shows the roundness measurement profiles of the four process conditions proposed in Table 8.3, where the number of lobes with and without chatter can be distinguished.

Figure 8.8 shows accelerometer signals measured for both cycle A and cycle E. The amplitude of cycle E signal decrease along the grinding time while cycle A signal keeps constant. FFTs of the signals show that the vibration frequency in section 2 of cycle E is much lower than the frequency in section 3 of cycle A, while the frequency in section 1 of both signals are similar. Chatter vibration amplitude depends on grinding force.

Therefore, the lower the grinding force the lower the chatter amplitude. Since for cycle E grinding force decreases according to the minimization of depth of cut, chatter amplitude diminishes at the end of cycle, improving process behavior regarding workpiece tolerances. This phenomenon can be taken into account as another improvement of variable feed rate strategy against conventional cycle configurations, although CVFR only attenuates chatter vibrations without eliminating, as can be seen in the number of 14 lobes that appears in both cycles. In order to eliminate chatter vibrations, workpiece speed variation is still the best strategy [Bar09].

Cycle	Without spark-out			With spark-out			G Ratio	Max. power (kW)
	Ra (μm)	Roundness (μm)	Size tol. (μm)	Ra (μm)	Roundness (μm)	Size tol. (μm)		
A	0.69±0.029	3.9±0.29	14.9±2.42	0.50±0.032	1.8±0.26	2.4±0.87	35.78	9.50
B	0.65±0.029	3.9±0.38	14.2±1.99	0.51±0.027	2.6±0.28	5.1±1.30	-	14.2
C	0.75±0.026	4.0±0.35	13.3±2.12	0.50±0.030	1.8±0.21	2.2±0.88	37.37	17.8
D	0.53±0.024	2.5±0.25	5.9±1.54	0.41±0.018	1.7±0.20	2.0±0.78	-	17.4
E	0.41±0.016	2.3±0.22	2.1±0.91	0.40±0.021	1.7±0.18	0.2±0.24	33.50	16.8

Table 8.2. Comparison of experimental test results for infeed centerless grinding cycles.

Cycle	Stable conditions		Unstable conditions (chatter)	
	Ra (μm)	Roundness (μm)	Ra (μm)	Roundness (μm)
A	0.54±0.030	3.7±0.32 (5 lobes)	0.67±0.032	9.7±0.41 (14 lobes)
E	0.43±0.020	3.3±0.28 (5 lobes)	0.46±0.026	3.6±0.24 (14 lobes)
Improvement	20.4 %	10.8 %	31.3 %	62.9 %

Table 8.3. Comparison of experimental test results for chatter conditions.

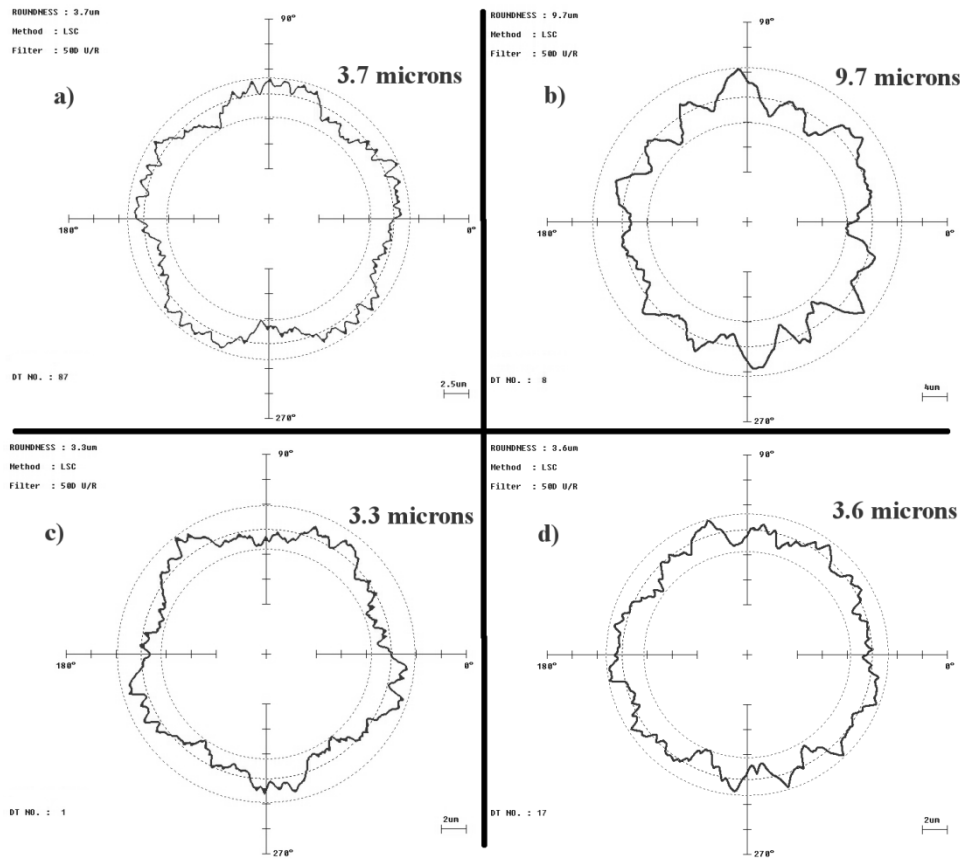


Figure 8.7. Roundness profiles for a) cycle A stable conditions; b) cycle A unstable conditions; c) cycle E stable conditions; d) cycle E unstable conditions.

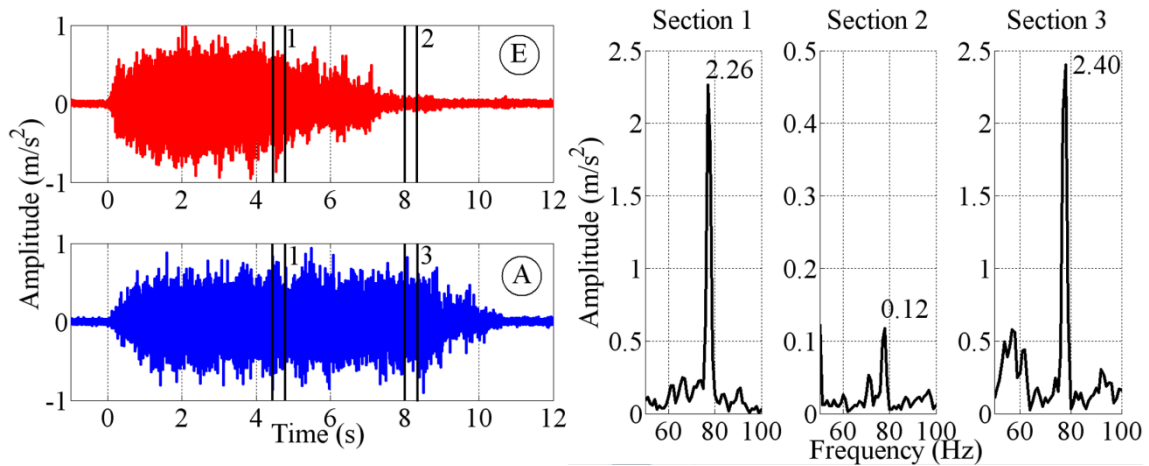


Figure 8.8. Accelerometer signals comparison of unstable condition for conventional and CVFR cycles.

Some tests have also been performed in infeed cylindrical grinding. The process conditions are shown in Table 8.4. A comparison has been carried out between a conventional cycle with 4 stages (feed rates: 1.2, 0.75, 0.3 and 0.1 mm/min; radial stock removals: 0.06, 0.025, 0.01 and 0.005 mm) and a sinusoidal CVFR cycle with an initial feed rate of 1.2 mm/min. Dressing conditions have been 0.03 mm of stock removal and 210 mm/min of dressing speed.

System components		Process conditions	
Machine	Danobat LG-600	Grinding wheel speed	45 m/s
Grinding Wheel	54A80H8V904W $\varnothing 487 \times 50 \text{ mm}^2$	Workpiece speed	190 rpm
Workpiece	F114 Steel 53 HRc $\varnothing 45 \times 72 \text{ mm}^2$	Radial stock removal	0.1 mm
Coolant	Rhenus R.Meta TY 100S	Spark-out time	2 s
Dresser	Blade	Cycle time	12 s

Table 8.4. Experimental test conditions for infeed cylindrical grinding.

Cycle	Without spark-out			With spark-out		
	Ra (μm)	Roundness (μm)	Size tol. (μm)	Ra (μm)	Roundness (μm)	Size tol. (μm)
Conventional	0.53 / 0.024	1.5 / 0.20	5.1 / 1.1	0.43 / 0.029	0.9 / 0.15	1.0 / 0.3
CVFR	0.46 / 0.022	1.0 / 0.21	2.1 / 0.5	0.40 / 0.020	0.8 / 0.05	0.1 / 0.2
Improvement	13.2 %	33.3 %	60 %	6.9 %	11.1 %	-

Table 8.5. Comparison of experimental test results for infeed cylindrical grinding cycles.

Mean values and standard deviation values of roughness, roundness and size tolerance results are shown in Table 8.5. As in centerless grinding, CVFR cycle improves final values with and without spark-out, whilst roundness improvement is less pronounced for cylindrical grinding, due to abovementioned geometric lobing characteristic of centerless grinding.

8.3.3 Validation of simulation approach

The development of a time-domain simulation approach with CVFR implementation is useful to analyze the different options of variation without testing in machine. Therefore, previous tests have been used to validate this approach in infeed centerless grinding. Besides evolution of workpiece roughness and roundness values, grinding power has also been acquired for this validation. Simulation model parameters such as process equivalent stiffness, cutting stiffness or roughness model parameters have been calibrated as a first step. Dynamic characterization of the machine has been done as well.

In Figure 8.9 the simulated and the acquired signals of grinding power for conventional cycles (A and C) and CVFR cycle (E) of Figure 8.4 are shown. The values of the calibrated simulation have a good correlation with the ones obtained in the tests. In Figure 8.10 and Figure 8.11, experimental and simulated values of the evolution of roundness error and roughness R_a during cycle time are also compared between cycles A, C and E of Figure 8.4, validating the equation of continuity Eq. 8.13 and the roughness approach.

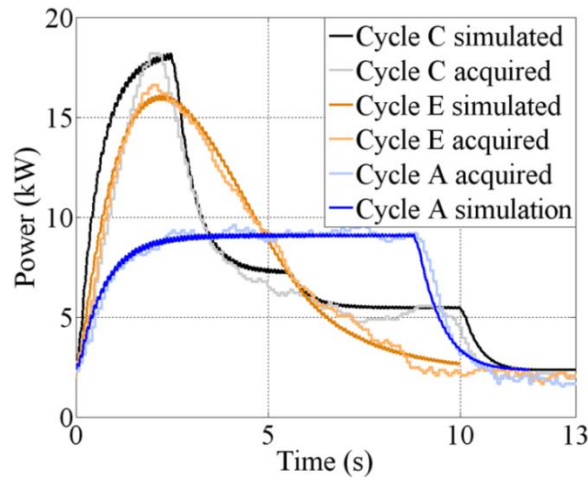


Figure 8.9. Comparison of simulated and acquired grinding power signals for cycles A, C and E.

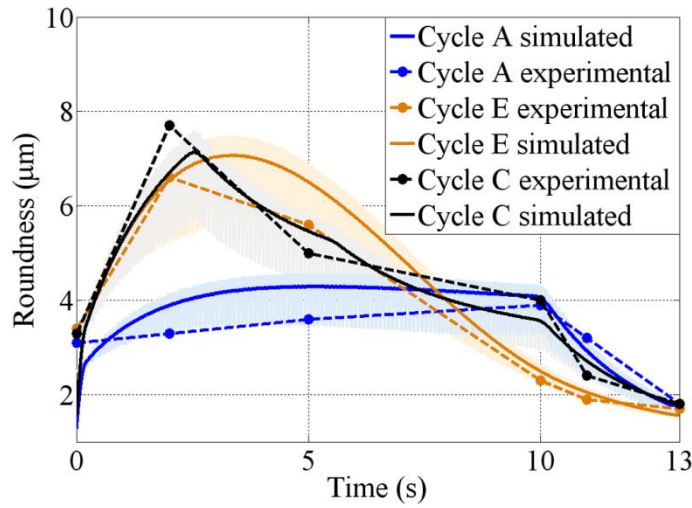


Figure 8.10. Comparison of simulated and experimental roundness evolution for cycles A, C and E.

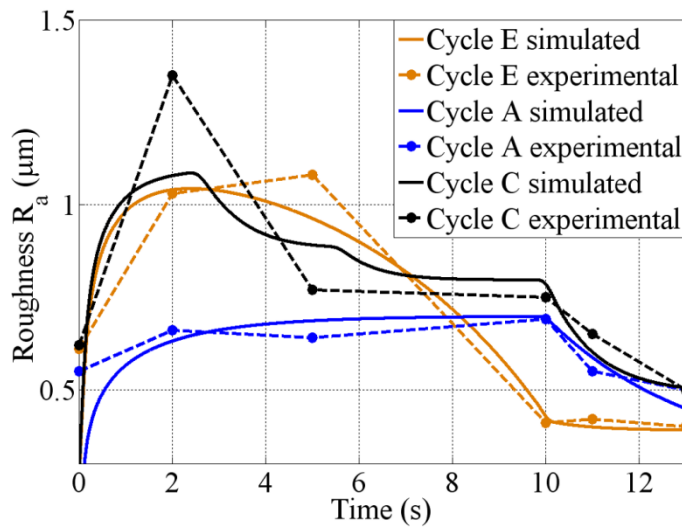


Figure 8.11. Comparison of simulated and experimental roughness R_a evolution for cycles A, C and E.

8.4 Conclusions

In summary, the contributions of this work to the state of the art are as follows:

1. A novel methodology has been devised for the cycle configuration of infeed cylindrical and centerless grinding processes based on the application of a continuous downward variation of feed rate, a simple technique implemented in the CNC with which the difficulty of defining cycle stages is avoided.
2. A time-domain dynamic model with the implementation of CVFR has been developed and validated experimentally, in which process behavior can be analyzed regarding the evolution of grinding forces and power, workpiece roughness and roundness, size tolerance or thermal damage.
3. According to the theoretical and experimental analysis carried out in this study, noticeable improvements are achieved in cylindrical and centerless grinding processes by comparing CVFR cycles with different examples of conventional cycles, which are equivalent in stock removal and cycle time, regarding workpiece roughness, roundness and size tolerance, without being detrimental to wheel wear (G ratio) or thermal damage (maximum grinding power).

8.5 Acknowledgments

This work has been carried out with the financial support of the Basque Country Government (project IG-2012/0000285) and the Spanish Government (project IPT-2012-1293-020000).

Capítulo 9

Definición de ciclos de rectificado en penetración mediante la combinación de velocidades variables

Además del trabajo presentado en los artículos previos, se describen en este capítulo los avances que concluyen los objetivos planteados en la tesis, de acuerdo al estudio teórico y experimental de la combinación de velocidades de avance, giro de pieza y giro de muela para la configuración de ciclos de rectificado en penetración.

El artículo presentado en el Capítulo 8 revela las primeras ventajas en la definición de ciclos de penetración o *plongée* con parámetros variables, basada en la aplicación de una velocidad de avance continuamente descendente. Aun así, el entorno de simulación desarrollado ofrece mayores posibilidades de optimización de ciclos mediante el desarrollo de estrategias de variación conjunta de los parámetros de velocidad de avance, velocidad de giro de pieza y velocidad de giro de muela.

Por lo tanto, en este capítulo se presenta un estudio más exhaustivo de definición de ciclos de *plongée* optimizados en función de los modelos teóricos implementados en el entorno de simulación. Posteriormente, se realiza una validación experimental de ciertas estrategias planteadas, comparando los resultados con ciclos convencionales (ciclos con velocidades constantes escalonadas en etapas) equivalentes en tiempo de ciclo y en sobrematerial a eliminar.

9.1 Estudio teórico de la aplicación de velocidades variables en ciclos de penetración

Este estudio teórico se realiza en un entorno de simulación desarrollado en el dominio del tiempo, en el cual se observa la evolución del comportamiento del proceso según los parámetros van variando. Estos parámetros se corresponden con la velocidad de avance, la velocidad de giro de pieza (velocidad de giro de muela reguladora en el caso del proceso de rectificado sin centros) y velocidad de giro de muela rectificadora. El comportamiento del proceso se analiza mediante la introducción de diferentes modelos con los que se observa la evolución de aspectos como las tolerancias dimensionales y geométricas, el acabado superficial, las fuerzas y potencia generadas en el proceso de rectificado, el daño térmico o las inestabilidades del proceso: inestabilidades dinámicas o *chatter* e inestabilidades geométricas en el caso del rectificado sin centros.

Tal como se explica en el Capítulo 8, para el entorno de simulación se parte de la ecuación de continuidad con la que se calcula el defecto de radio $\delta r_w(t)$ en un instante t , que para rectificado cilíndrico tiene la siguiente expresión:

$$\delta r_w(t) = \Phi \mathbf{x}(t) + \frac{F_n(t)}{k_r} = \Phi \mathbf{x}(t) + \frac{k_{wn}[\delta r_w(t - \tau_w) - \delta r_w(t)]}{k_r} \quad \text{Ec. 9.1}$$

Este defecto de radio depende de la componente dinámica del sistema $\mathbf{x}(t)$, las deformadas modales relativas en la dirección normal de corte Φ , la rigidez de corte k_{wn} , la rigidez residual k_r y el defecto en la vuelta anterior $\delta r_w(t - \tau_w)$, donde τ_w es el período correspondiente a una revolución de pieza.

La componente dinámica $\mathbf{x}(t)$ se obtiene integrando de la siguiente ecuación, mediante el método de semidiscretización comentado en el Capítulo 6:

$$\mathbf{M}\ddot{\mathbf{x}}(t) + \mathbf{C}\dot{\mathbf{x}}(t) + \mathbf{K}\mathbf{x}(t) = \mathbf{F}(t) \quad \text{Ec. 9.2}$$

Para la simulación es necesario un perfil inicial de la pieza discretizado en un número de puntos suficiente para tener en cuenta la influencia de todos los modos de vibración considerados. Por lo tanto, se calcula un paso de integración τ_{min} en función de la frecuencia de vibración máxima ω_{max} :

$$\tau_{min} = \frac{\omega_{max}^{-1}}{10} \quad \text{Ec. 9.3}$$

Con este paso de integración se obtiene una distancia angular $\Delta\varphi$ entre puntos en función de la velocidad de giro de la pieza ω_w :

$$\Delta\varphi = \tau_{min}\omega_w \quad \text{Ec. 9.4}$$

a partir del cual se calcula el número de puntos n :

$$n = \text{round}(2\pi/\Delta\varphi) \quad \text{Ec. 9.5}$$

En esta simulación se introduce además una velocidad de giro de pieza variable en el tiempo $\omega_w(t)$, por lo que, si se mantiene constante la distancia angular entre puntos, se obtiene un paso de integración variable en el tiempo:

$$\tau_i(t) = \frac{\Delta\varphi}{\omega_w(t)} \quad \text{Ec. 9.6}$$

Definiendo el defecto de radio $\delta r_w(t)$ en un instante como la diferencia entre el radio real en ese instante y el radio teórico que se obtendría al aplicar un avance en un tiempo determinado $r_{wt}(t)$, se calcula este último:

$$r_{wt}(t) = r_{wt}(t - \tau_i(t)) - \tau_i(t)v_f(t) \quad \text{Ec. 9.7}$$

donde la velocidad de avance $v_f(t)$ varía a lo largo del tiempo en función de un tipo de señal comandada. Calculando el defecto de radio según la Ec. 9.1, se obtiene el radio real de la pieza en cada instante.

Igualmente, la velocidad de giro de muela rectificadora $\omega_s(t)$ se puede obtener en todo momento en función del paso de integración.

La adaptación al rectificado sin centros en penetración es directa añadiendo a la Ec. 9.1 los defectos en los puntos de contacto entre la pieza y la muela reguladora y la regla de apoyo.

$$\delta r_w(t) = g_b \delta r_w(t - \tau_b) - g_r \delta r_w(t - \tau_r) + \mathbf{G}^T \Phi \mathbf{x}(t) + \frac{k_{wn}[\delta r_w(t - \tau_w) - \delta r_w(t)]}{k_r} \quad \text{Ec. 9.8}$$

La velocidad de giro de la pieza $\omega_w(t)$ en el rectificado sin centros viene dada en función de la velocidad de giro de la muela reguladora $\omega_r(t)$ y la relación de radios de muela reguladora r_r y de pieza r_w , sobre la que se aplica la variación en el tiempo:

$$\omega_w(t) = \omega_r(t) \frac{r_r}{r_w} \quad \text{Ec. 9.9}$$

De esta manera, se introducen en primer lugar en el entorno de simulación el perfil inicial de la pieza y las variaciones que se quieren aplicar sobre las tres velocidades comentadas, con las que se obtienen las evoluciones temporales del defecto de radio, de los radios teórico y real de la pieza, y del error de redondez dado por la evolución del perfil de la pieza, tal como se muestran en la siguiente figura.

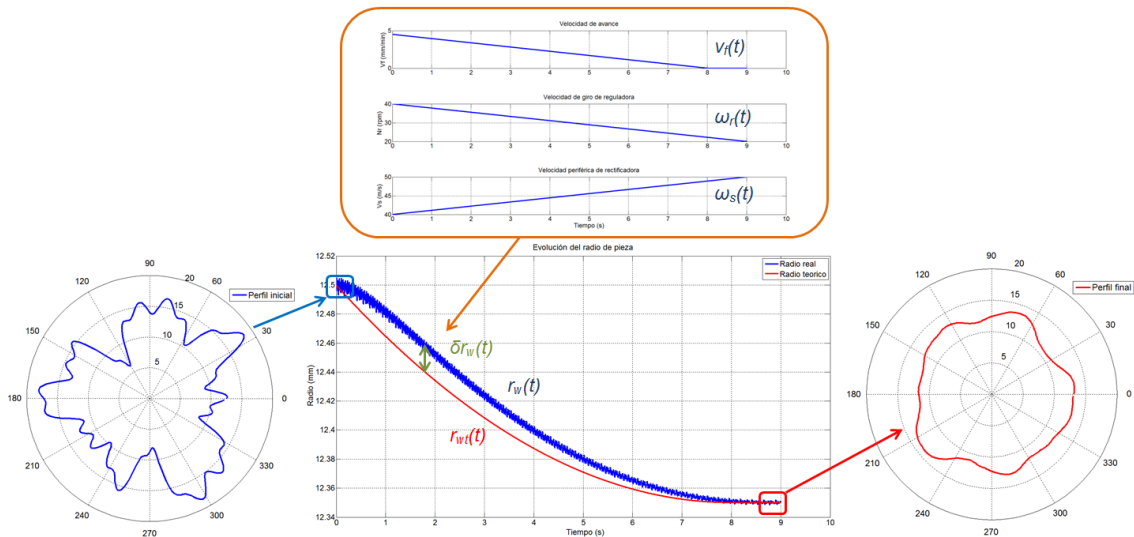


Figura 9.1. Evolución del defecto de radio y del error de redondez.

Teniendo integrada la evolución de estos parámetros en el bucle de simulación temporal, posteriormente se introducen los modelos teóricos adaptados a la variación de los parámetros. Se parte de la expresión del espesor de viruta medio para el rectificado cilíndrico [Mar13], representado en la Figura 9.2 para rectificado plano:

$$h_m(t) = \sqrt{\frac{2}{C_g r} \frac{v_w(t)}{v_s(t)} \left(\frac{a(t)}{d_e}\right)^{1/2}} \quad \text{Ec. 9.10}$$

donde $a(t)$ es el avance por vuelta, expresado como:

$$a(t) = \frac{v_f(t)}{n_w(t)} \quad \text{Ec. 9.11}$$

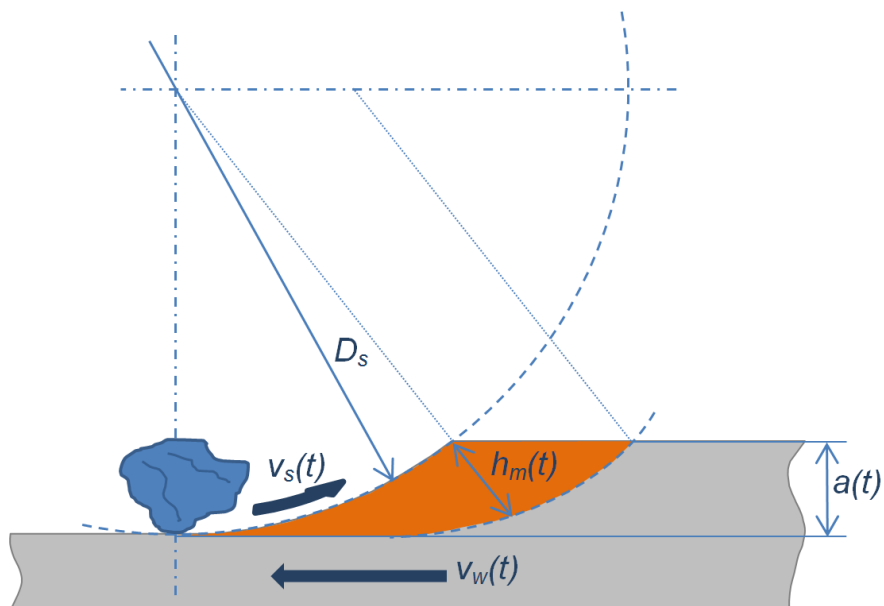


Figura 9.2. Espesor de viruta máximo en rectificado plano.

En la Ec. 9.10, r es el factor de forma del grano de corte (se toma un valor de 10 elegido de la bibliografía). C_g es la densidad de granos activos, que según [Gop04] se puede expresar como:

$$C_g = \frac{4f_r}{d_g^2 \left(\frac{4\pi}{3v}\right)^{2/3}} \quad \text{Ec. 9.12}$$

donde d_g es el diámetro esférico equivalente medio de los granos abrasivos, v es la fracción de volumen de abrasivo en la muela rectificadora y f_r es la fracción de granos abrasivos que cortan de forma activa ($f_r = 0.5$ es considerado ya que se puede asumir que solo la mitad de los granos en la superficie de la muela cortan [Gop04]).

Se observa la relación directa entre las tres velocidades variables y el espesor de viruta. Por lo tanto, se puede controlar el proceso de arranque de material a lo largo de un ciclo de rectificado, representado por la evolución del espesor de viruta, mediante el ajuste continuo de los valores de esas tres velocidades $v_w(t)$, $v_s(t)$ y $v_f(t)$. De esta forma, se dispone de un control de la variable principal que gobierna los resultados obtenidos en el proceso y el comportamiento de muela, el espesor de viruta. En este punto se trata de analizar la influencia de los tres parámetros en el comportamiento del proceso, tal como se aprecia con el espesor de viruta, incluyendo las variaciones de las velocidades en los diferentes modelos teóricos que se incluyen en este estudio.

Basándose en el trabajo de Hecker y Liang [Hec03] en el que obtienen un modelo de rugosidad en función de un estudio estadístico del espesor de viruta, se propone en esta investigación un cálculo de la rugosidad R_a como el producto del espesor de viruta h_m y un factor de corrección R_{factor} que tiene que ser calibrado en función de las condiciones del proceso:

$$R_a(t) = R_{factor} h_m(t) \quad \text{Ec. 9.13}$$

Tanto el espesor de viruta medio como la rugosidad tienen la siguiente relación de proporcionalidad con las velocidades:

$$h_m(t) \propto \frac{v_w^{1/4}(t)v_f^{1/4}(t)}{v_s^{1/2}(t)} \quad \text{Ec. 9.14}$$

Se puede ahora analizar la influencia de las tres velocidades en el espesor de viruta y en la rugosidad R_a , mostrada en la siguiente Tabla 9.1:










Velocidad		Espesor de viruta h_m	Rugosidad R_a
Velocidad de muela			
Velocidad de pieza			
Velocidad de avance			

Tabla 9.1. Influencia de las velocidades del proceso en el espesor de viruta máximo y en la rugosidad.

Por otra parte, se conoce la relación inversa existente entre el espesor de viruta y la energía específica:

$$e(t) \propto \frac{1}{h_m(t)} \propto \frac{v_s^{1/2}(t)}{v_w^{1/4}(t)v_f^{1/4}(t)} \quad \text{Ec. 9.15}$$

La relación general es dada con un espesor de viruta elevado a un exponente n , que se puede aproximar a $n=1$ en numerosas aplicaciones [Mar06].

Esta relación inversa tiene su explicación en la eficiencia del corte del grano abrasivo sobre la pieza. Si tenemos en cuenta el análisis en el que se separa la fuerza de rectificado en sus tres componentes [Mal89], denominadas fuerza de corte o de formación de viruta, fuerza de aplastamiento o deformación y fuerza de fricción, un espesor de viruta mayor conlleva un corte más eficiente en el que la energía de fricción es reducida, mientras que un espesor de viruta menor implica una mayor energía de fricción.

El estudio continua obteniendo la potencia de rectificado en función de la energía específica:

$$P(t) = e(t)Q'_w(t)b_w \quad \text{Ec. 9.16}$$

donde b_w es el ancho de rectificado y $Q'_w(t)$ es la tasa de arranque de material por unidad de longitud:

$$Q'_w(t) = \pi d_w v_f(t) = v_w(t)a(t) \quad \text{Ec. 9.17}$$

En función de las ecuaciones Ec. 9.10, Ec. 9.15, Ec. 9.16 y Ec. 9.17 obtenemos la influencia de las tres velocidades en la potencia:

$$P(t) \propto \frac{v_f(t)}{h_m(t)} \propto \frac{v_f^{3/4}(t)v_s^{1/2}(t)}{v_w^{1/4}(t)} \quad \text{Ec. 9.18}$$

Para el modelo teórico de daño térmico se ha seleccionado del estado del arte el trabajo realizado por Malkin [Mal89], en el que se calcula una potencia límite de rectificado por encima de la cual aparece el daño térmico:

$$P^*(t) = \frac{c_w b_w d_e^{1/4} v_w(t)^{1/2} a(t)^{1/4} \theta^*}{\beta \alpha_w^{1/2} \varepsilon} \quad \text{Ec. 9.19}$$

con lo que se obtiene la siguiente relación de proporcionalidad:

$$P^*(t) \propto v_w^{1/4}(t)v_f^{1/4}(t) \quad \text{Ec. 9.20}$$

Los parámetros c_w y α_w son la conductividad y difusividad térmica del material de pieza respectivamente, d_e es el diámetro equivalente, ε es la fracción de la energía específica que va a la pieza y θ^* es la temperatura por encima de la cual aparece el daño térmico en la zona de rectificado. β es una constante que depende de la geometría adoptada de la fuente de calor ($\beta = 1.06$ para una fuente de energía triangular).

La fuerza tangencial se obtiene en función de la potencia de rectificado y la velocidad de corte:

$$F_t(t) = \frac{P(t)}{v_s(t)} \tag{Ec. 9.21}$$

Se puede mostrar la relación de proporcionalidad entre las velocidades y la fuerza:

$$F_t(t) \propto \frac{v_f(t)}{v_s(t)h_m(t)} \propto \frac{v_f^{3/4}(t)}{v_s^{1/2}(t)v_w^{1/4}(t)} \tag{Ec. 9.22}$$

La fuerza normal se obtiene a partir de la relación de fuerzas, obtenida mediante calibración o según datos bibliográficos. Los valores habituales que se suelen encontrar se corresponden con fuerzas normales de 2 a 5 veces mayores que las fuerzas tangenciales.

Teniendo en cuenta la formulación anterior, se muestra en la Tabla 9.2 un resumen con la influencia de las velocidades en los parámetros comentados de energía específica, potencia de rectificado, potencia límite de quemado y fuerzas de rectificado. El sentido de las flechas indica la relación directa o inversa y su grosor indica su influencia en proporción.

A continuación se lleva a cabo un ejemplo de estudio en el que se observa paso a paso la definición de una estrategia de variación óptima de las tres velocidades que gobiernan el proceso en función del análisis teórico mostrado previamente y las conclusiones obtenidas en la Tabla 9.1 y la Tabla 9.2.

En este ejemplo se parte de un ciclo convencional (Figura 9.3) en el que se aplica un movimiento de avance en cuatro etapas con velocidades constantes más un tiempo de chispeo. Además, y aunque la velocidad de giro de pieza suele variar de manera escalonada a la largo de las etapas del ciclo, las velocidades de giro de pieza y giro de muela son constantes en todo el tiempo de ciclo para simplificar el análisis. El resto de condiciones del proceso son arbitrarias y las conclusiones obtenidas del mismo se pueden extrapolar a cualquier condición, si bien la influencia en ciertos resultados puede ser mayor o menor.

Velocidad		Energía específica	Potencia de rectificado	Potencia límite de quemado	Fuerzas de rectificado
Velocidad de muela	↑	↑	↑	▬	↓
Velocidad de pieza	↑	↓	↓	↑	↓
Velocidad de avance	↑	↓	↑	↑	↑

Tabla 9.2. Influencia de las velocidades del proceso en el espesor de viruta máximo y en la rugosidad.

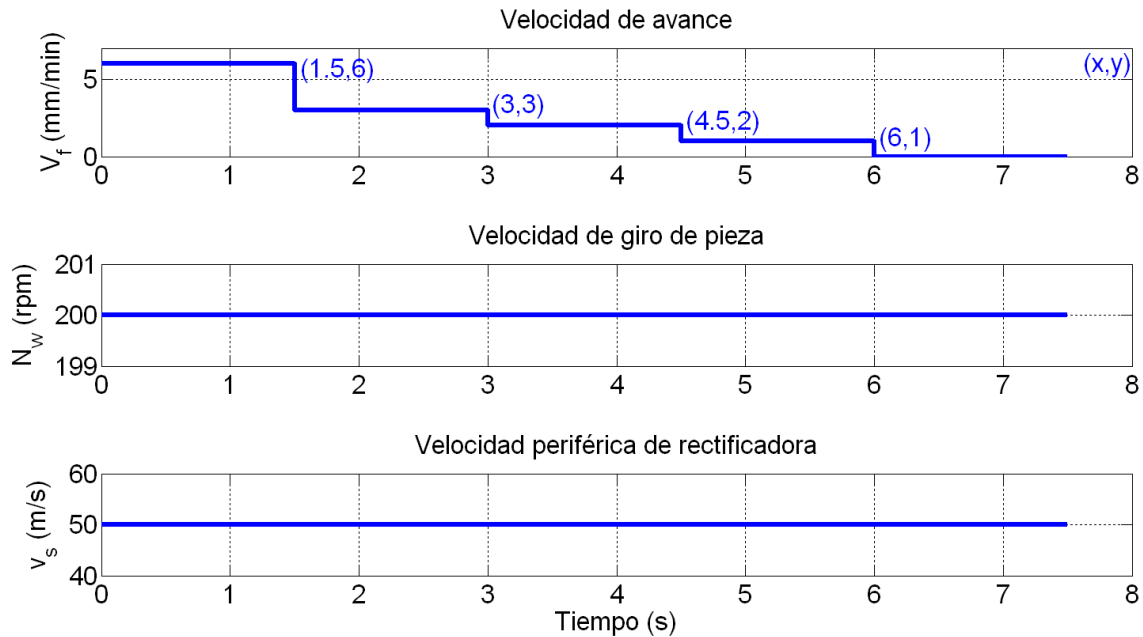


Figura 9.3. Ejemplo de estrategias de variación: ciclo convencional.

Como primera aproximación al estudio de la aplicación de velocidades variables continuas a lo largo del tiempo de los parámetros del proceso, se han seleccionado señales de variación simples, basadas en rampas y curvas sinusoidales. Esta aproximación tiene su explicación en la facilidad de análisis que presentan estas señales en el tiempo, a la vez que en la limitación que puede ofrecer el llevar señales más complejas a la práctica, es decir, al control numérico de la máquina.

Como primer paso de la estrategia de optimización del ciclo se propone una variación continua ascendente de la velocidad de muela rectificadora desde una velocidad menor de 20 m/s hasta un valor final de 50 m/s correspondiente al del ciclo convencional inicial (Figura 9.4).

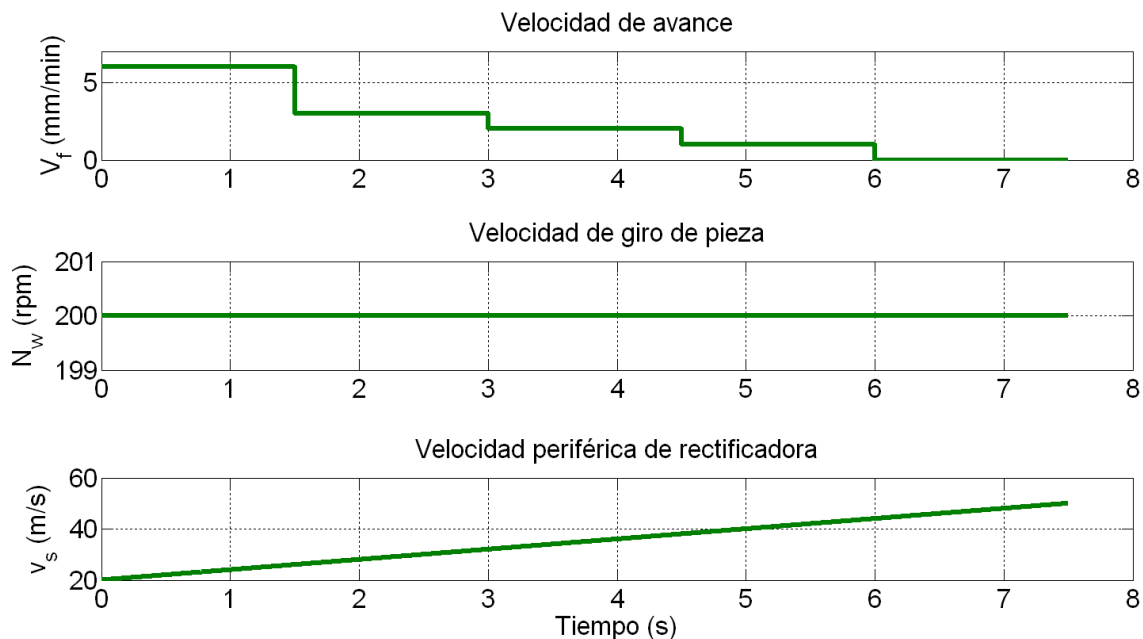


Figura 9.4. Ejemplo de estrategias de variación: velocidad variable de muela rectificadora.

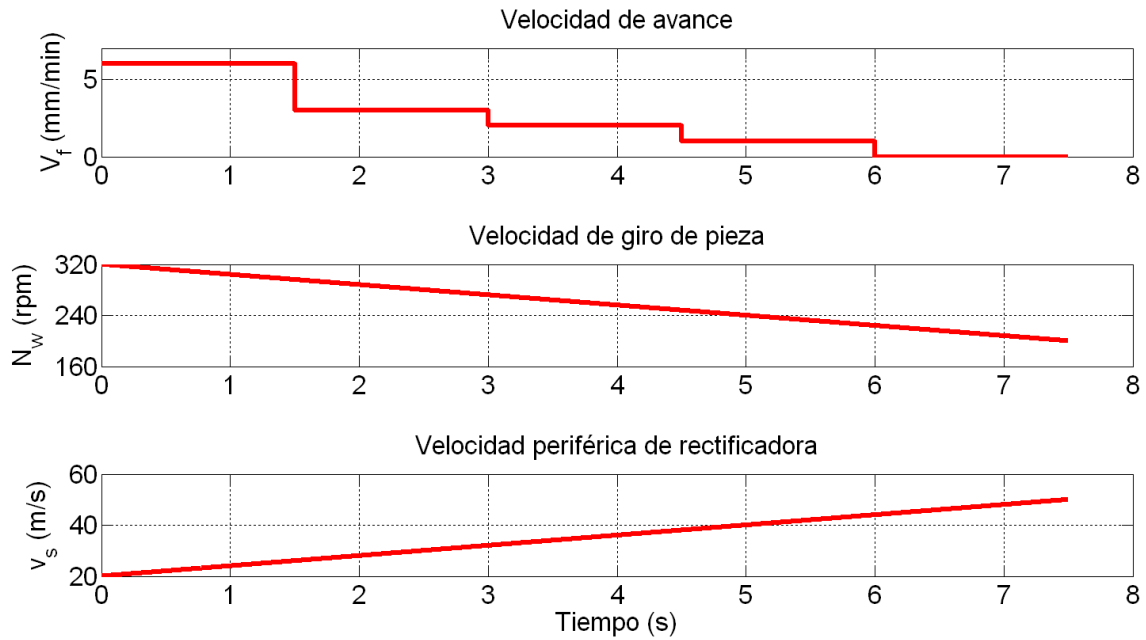


Figura 9.5. Ejemplo de estrategias de variación: velocidad variable de muela rectificadora y pieza.

Como segundo paso de la estrategia de optimización del ciclo se propone, a la vez que la variación de la velocidad de muela rectificadora, una variación continua descendente de la velocidad de giro de pieza desde un valor inicial superior de 320 rpm hasta un valor final de 200 rpm correspondiente al del ciclo inicial (Figura 9.5).

Como tercer y último paso de la optimización se propone una variación continua descendente de la velocidad de avance, a la vez que las variaciones anteriores de velocidad de pieza y velocidad de muela rectificadora, desde un valor inicial de 6 mm/min, igual al valor inicial del ciclo convencional, hasta un valor nulo (Figura 9.6).

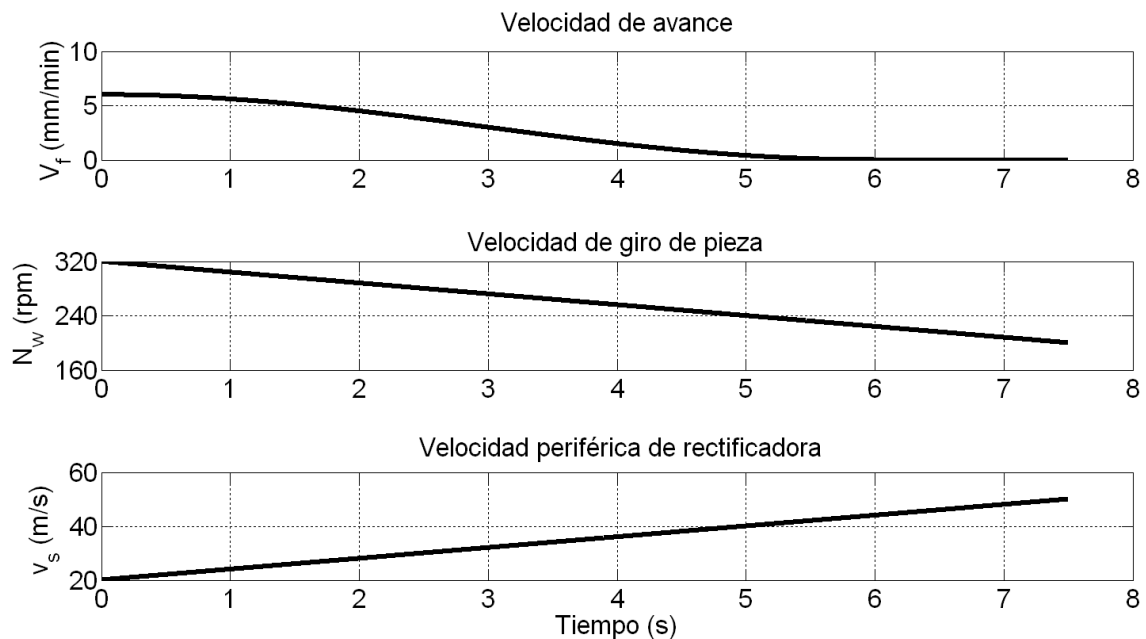


Figura 9.6. Ejemplo de estrategias de variación: velocidad variable de muela rectificadora, pieza y avance.

Planteados los pasos de ejecución del ejemplo, se realiza un análisis teórico de las mejoras que suponen estas estrategias de variación en el comportamiento del proceso de rectificado. Así, en las siguientes figuras se muestra la evolución de los diferentes parámetros que se analizan en esta investigación, comparando los cuatro pasos propuestos. Para este ejemplo en concreto, los objetivos marcados con estas variaciones se corresponden con:

- mejorar la calidad superficial de la pieza (mejorar la rugosidad R_a),
- mejorar las tolerancias dimensionales de la pieza (mejorar la redondez y la tolerancia diametral),
- reducir el riesgo de dañado térmico sobre la pieza,
- reducir el consumo energético del ciclo.

En las Figura 9.7 y Figura 9.8 se muestran unas comparativas de las evoluciones del espesor de viruta y de la rugosidad R_a . Como nota aclarativa hay que decir que, si bien alguna de las variaciones efectuadas puede perjudicar el comportamiento del proceso frente a alguna de las limitaciones o requisitos del mismo, el conjunto de las variaciones es el que mejora el resultado final del estudio.

Se observa en estas figuras que, si bien los cambios en los valores iniciales de velocidad de giro de muela y velocidad de giro de pieza empeoran la rugosidad al inicio del ciclo, este efecto se compensa completamente y resulta en una mejora de la rugosidad final con la aplicación de la velocidad de avance variable. En este caso, las variaciones iniciales de las velocidades de pieza y muela tienen otro objetivo de optimización diferente al acabado superficial, tales como minimizar el dañado térmico, como se aprecia en las siguientes figuras.

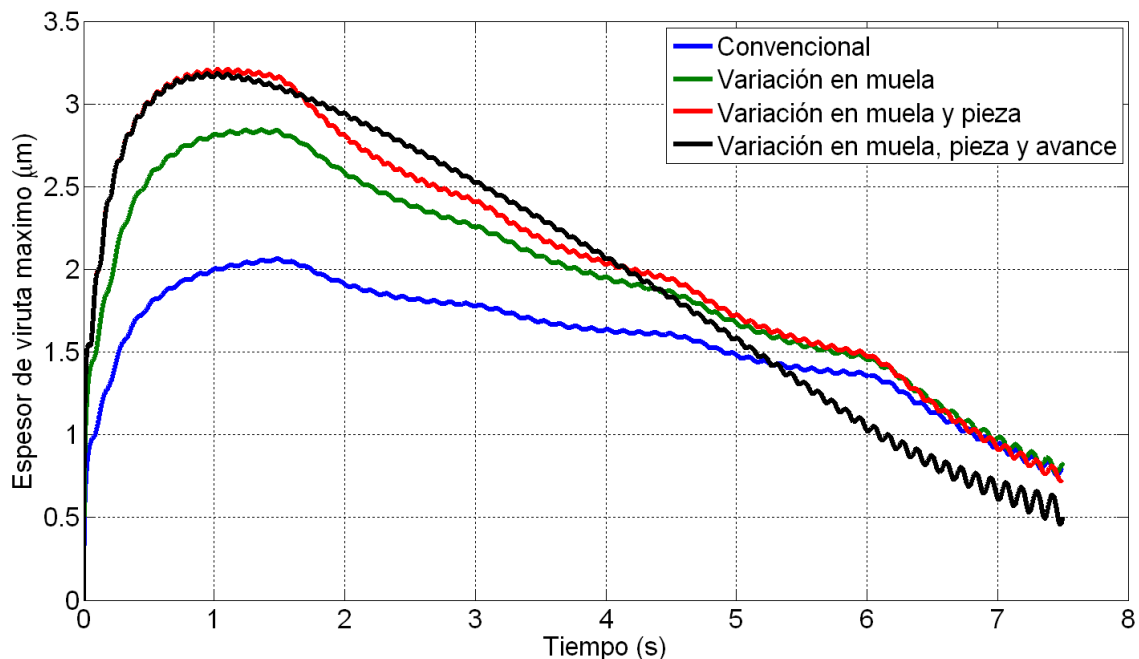


Figura 9.7. Ejemplo de estrategias de variación: evolución del espesor de viruta.

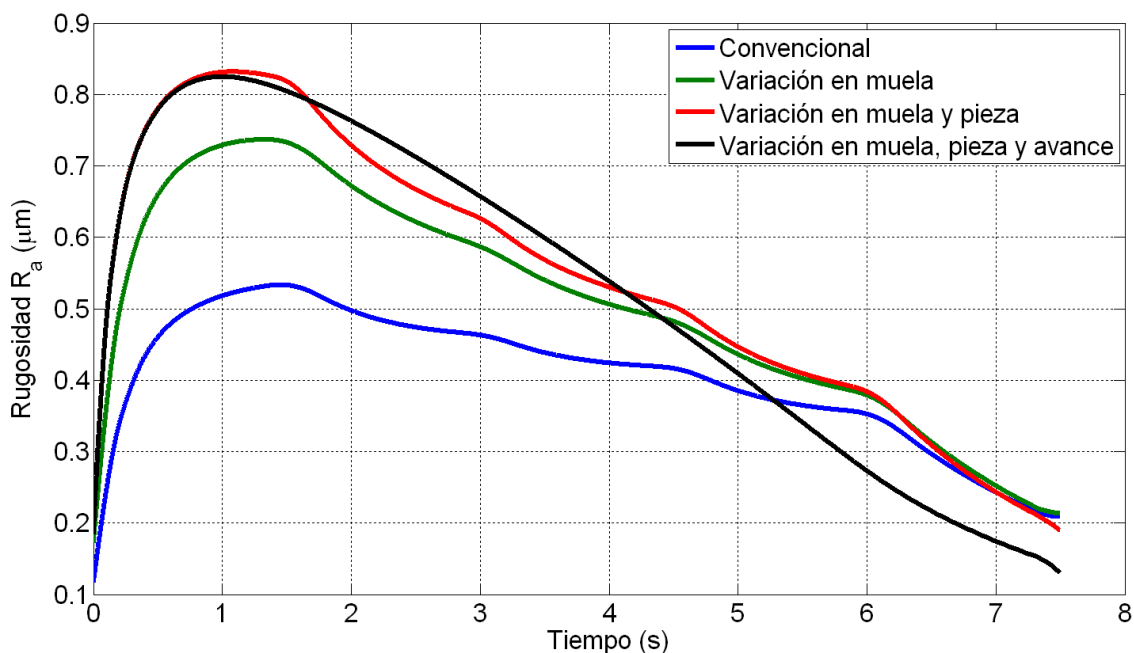


Figura 9.8. Ejemplo de estrategias de variación: evolución de la rugosidad R_a .

En la Figura 9.9 y la Figura 9.10 se muestran las evoluciones de la energía específica y de las potencias de rectificado y las potencias límites de daño térmico respectivamente. Aunque las variaciones propuestas de velocidad de giro de pieza y velocidad de giro de muela perjudicaban la rugosidad obtenida en el proceso, se aprecia ahora la disminución de la energía específica en la zona inicial del ciclo, correspondiente al desbaste (con una mayor velocidad de avance), con la consiguiente mejora en la eficiencia energética del proceso. Igualmente se aprecia notablemente la disminución de la potencia consumida en el proceso. Estos cambios son debidos principalmente a la disminución de la velocidad de muela rectificadora al inicio del ciclo, si bien el aumento inicial de la velocidad de pieza influye de la misma manera positiva en el proceso.

Este aumento de la velocidad de giro de pieza al inicio, además de la disminución de la potencia de rectificado, conlleva un aumento de la potencia límite de daño térmico, por lo que se dispone de un rango mayor en el cual aumentar la potencia de rectificado sin riesgo de quemado. Esto implica la posibilidad de aumentar más la velocidad de avance, aumentando la productividad del proceso. En la Figura 9.10 se observa que el ciclo convencional inicial se encuentra en el límite de daño térmico ya que la potencia de rectificado máxima está por encima de la potencia límite de quemado. En este punto sería desaconsejable aumentar la tasa de arranque en desbaste de este proceso, pues el riesgo de daño térmico es significativo. En cambio, tras la aplicación de las estrategias de variación se dispone de un margen claro para el aumento de dicha tasa de arranque.

En relación a estas figuras de energía específica y potencias, se aprecia un efecto negativo de la velocidad de avance al final del ciclo, ya que al disminuir el espesor de viruta aumenta la energía específica y disminuye la potencia límite de daño térmico. De todas formas, es improbable la aparición de daño térmico en esta fase del proceso debido al bajo consumo de potencia que se genera, teniendo en cuenta además que el objetivo en esta fase es el de conseguir un buen acabado superficial en la pieza rectificadora. Por lo tanto, este efecto negativo es despreciable.

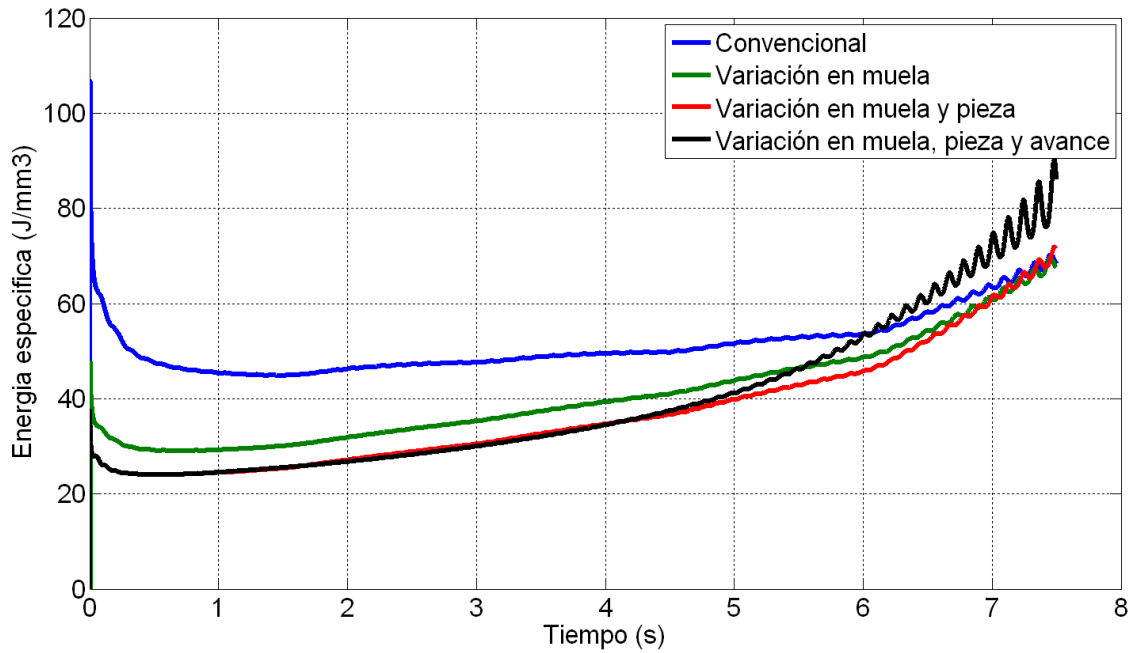


Figura 9.9. Ejemplo de estrategias de variación: evolución de energía específica.

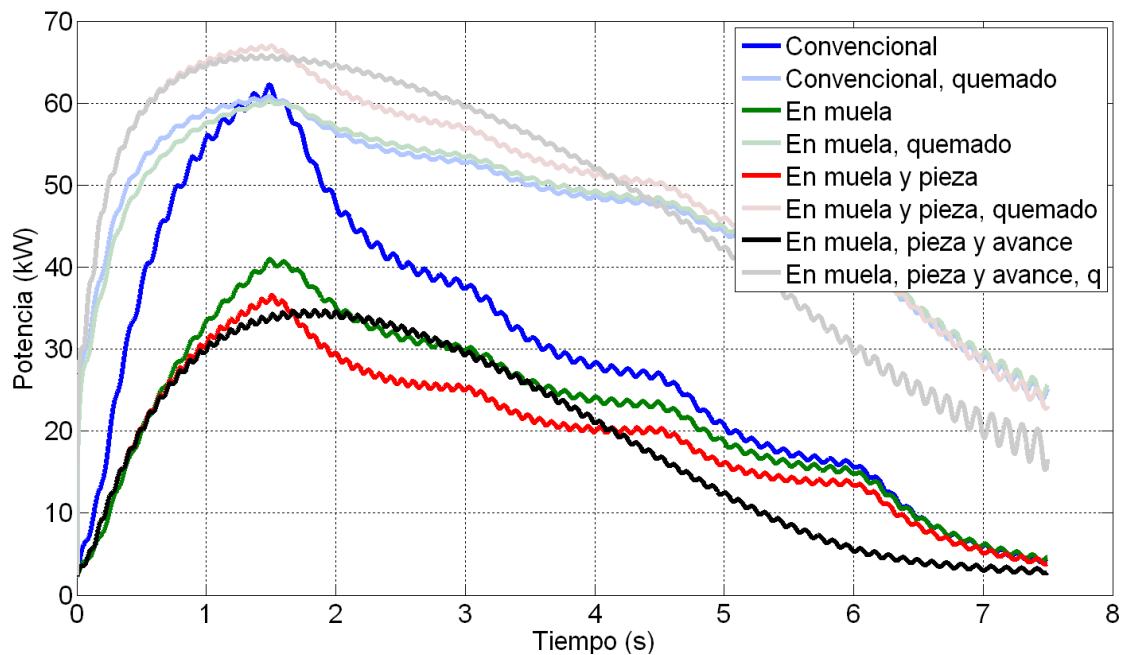


Figura 9.10. Ejemplo de estrategias de variación: evolución de la potencia de rectificado y la potencia límite de daño térmico.

En las siguientes dos figuras (Figura 9.11 y Figura 9.12) se muestran la evolución temporal de las fuerzas de rectificado y del radio real de la pieza (o el defecto de radio representado por la diferencia entre el radio real y el radio teórico mostrados). En cuanto a las fuerzas de rectificado, se debe comentar que, mientras que la estrategia de disminuir la velocidad de muela al inicio del ciclo supone un aumento de la fuerza generada, esto se compensa con la disminución provocada por el aumento de la velocidad de giro de pieza. En conclusión, los valores máximos de fuerzas al final de la optimización son parecidos e incluso algo inferiores a los valores iniciales con el ciclo convencional.

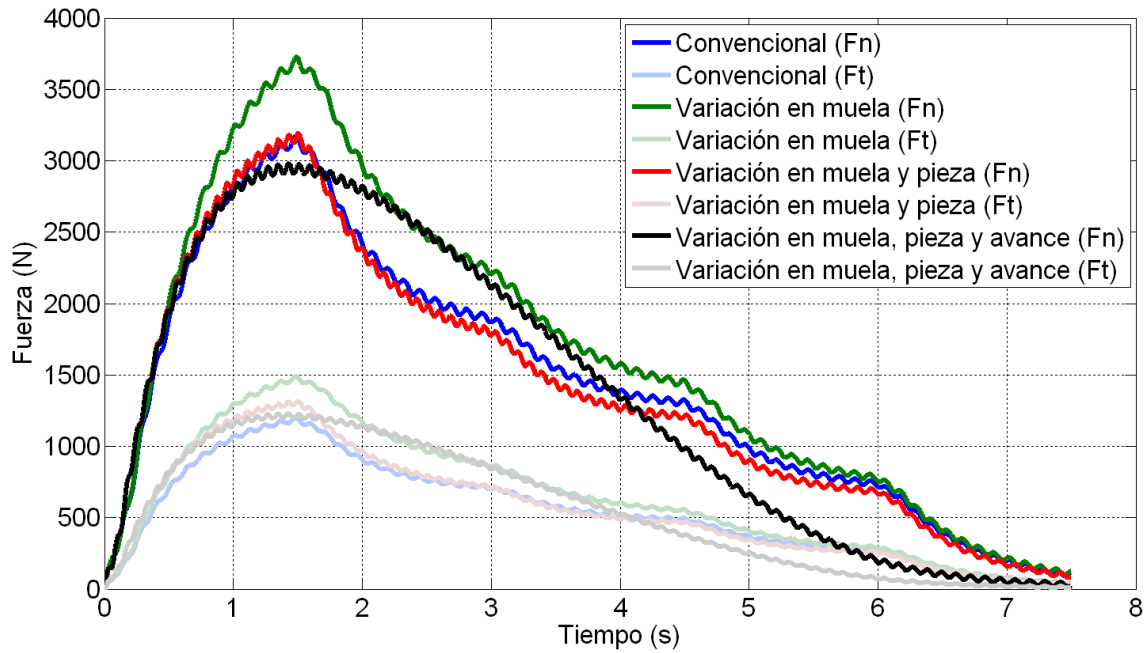


Figura 9.11. Ejemplo de estrategias de variación: evolución de las fuerzas normal y tangencial de rectificado.

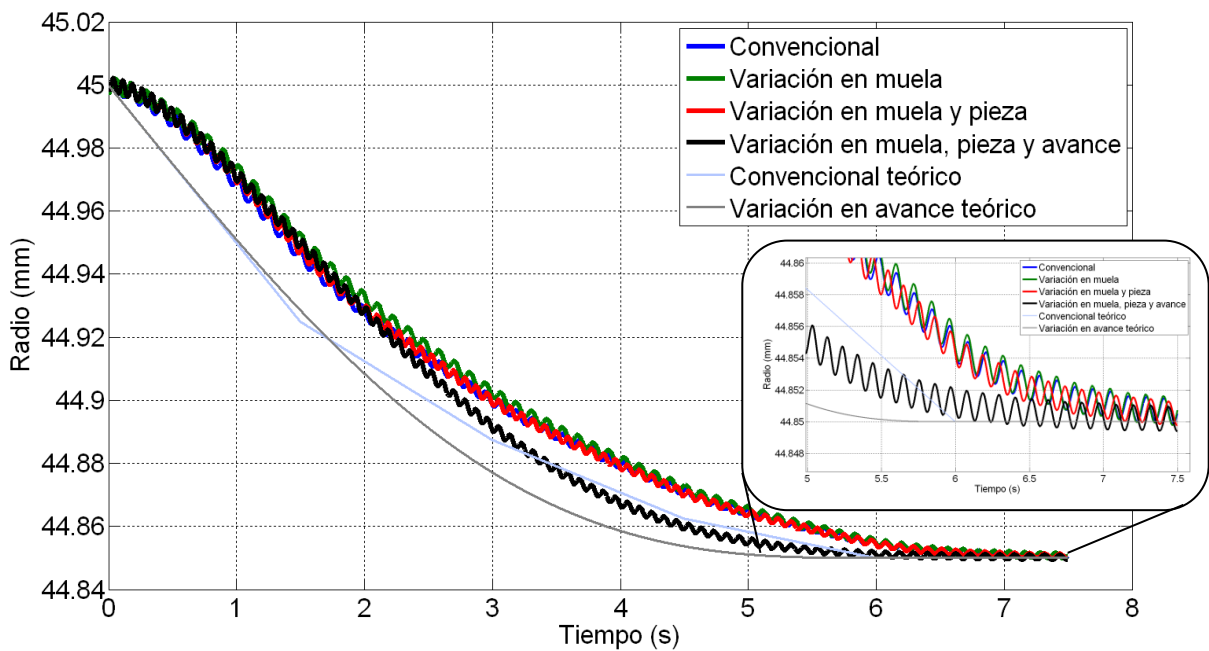


Figura 9.12. Ejemplo de estrategias de variación: evolución de los radios de pieza.

El aspecto importante en este punto es la reducción de fuerzas que se produce al final del ciclo de rectificado, debido al menor valor de la velocidad de avance en esta zona. Esto provoca que se pueda llegar antes a la cota final de la pieza rectificada, puesto que el defecto producido por la flexión del sistema es directamente proporcional a la fuerza de rectificado. Este efecto se observa en el zoom de la Figura 9.12, donde la señal negra a la que se ha aplicado una velocidad de avance llega antes a la cota final que el resto de señales. De esta manera, es posible disminuir el tiempo de ciclo para llegar a la cota final, aumentando así la productividad.

Además, teniendo en cuenta que este ejemplo de proceso está libre de inestabilidades dinámicas o *chatter*, el error de redondez que se visualiza como la amplitud de la ondulación de las señales de radio se mejora ligeramente con la aplicación de las estrategias de variación. En el Capítulo 8 se destaca la mejora en la calidad final de la pieza en cuanto a su redondez al aplicar estas técnicas en un proceso dinámicamente inestable.

Resumiendo el caso de estudio de aplicación de estrategias de variación para la optimización del ciclo de rectificado en *plongée*, se presenta a continuación una tabla con diferentes resultados de simulación comparativos donde se observan las mejoras producidas en cuanto a calidad superficial y dimensional de la pieza rectificada, a posible riesgo de dañado térmico o a consumo energético.

En cuanto a la potencia máxima y potencia media consumida, se aprecia claramente la disminución producida por las estrategias de variación. Estos resultados permiten aumentar la tasa de arranque ya que existe un menor riesgo de dañado térmico.

Por otra parte, la disminución de la potencia media consumida indica un menor consumo energético del ciclo de rectificado.

Además, los valores de rugosidad, redondez y tolerancia diametral (obtenida esta última de la simulación como la diferencia entre el valor filtrado de la señal de radio real, sin el error de redondez, y el valor de radio final de la pieza) indican una mejora en todas las tolerancias para un mismo tiempo de rectificado y un menor consumo de potencia.

Ciclo	P_{max} (kW)	P_{media} (kW)	R_a (μm)	Red. (μm)	Tol. \varnothing (μm)
1 Convencional	62.2	29.3	0.209	1.762	2.21
2 Muela	40.9	22.1	0.214	2.029	2.83
3 Muela y pieza	36.4	20.2	0.210	1.972	2.12
4 Muela, pieza y avance	34.4	19.9	0.130	1.652	0.42

Tabla 9.3. Resumen comparativo del ejemplo de estrategias de variación.

A continuación se presentan los estudios experimentales llevados a cabo para validar las estrategias de variación planteadas.

9.2 Estudio experimental de la aplicación de velocidades variables en ciclos de penetración

En este apartado se presentan unos resultados experimentales en los que se comparan ciclos convencionales con velocidades constantes con ciclos definidos en función de la variación continua de la velocidad de avance y la velocidad de giro de pieza. La velocidad de muela se mantiene constante a lo largo de estos ensayos. En la Tabla 9.4 se muestran las condiciones generales en las que se ha realizado el análisis experimental. Las condiciones de diamantado de la muela rectificadora son 0.03 mm de pasada en diámetro a 210 mm/min de velocidad, con un diamantador loseta Winter FAS-115.

Los primeros ensayos son una continuación del estudio presentado en el artículo del Capítulo 8, donde se realizaba una comparativa entre un ciclo convencional y un ciclo equivalente con avance variable. En este ejemplo se extiende el estudio comparativo aplicando una velocidad variable de velocidad de giro de pieza. En la Figura 9.13 y la Figura 9.14 se muestran las velocidades de avance y velocidades de giro de los ciclos respectivamente. Ambos ciclos eliminan la misma cantidad de material en el mismo tiempo, parten de la misma velocidad máxima de avance, tienen el mismo tiempo de chispeo y comienzan y terminan en la misma relación de velocidades o velocidad de giro de pieza. En estos ensayos se mantiene la velocidad de giro de muela constante.

Para este estudio se rectifican tres piezas por ensayo y se realizan tres mediciones por pieza. En los resultados se visualiza el valor medio con un error de medición que se corresponde con la desviación estándar.

Componentes del sistema		Condiciones del proceso	
Máquina	Danobat LG-600	Velocidad de muela	45 m/s
Rectificadora	54A80H8V904W Ø487x50 mm ²	Pasada radial	0.1 mm
Pieza	Acero F114 53 HRc Ø45x72 mm ²	Tiempo de ciclo	12 s
Refrigerante	Rhenus R.Meta TY100s	Tiempo de chispeo	2 s

Tabla 9.4. Datos generales del ejemplo de optimización del ciclo de rectificado.

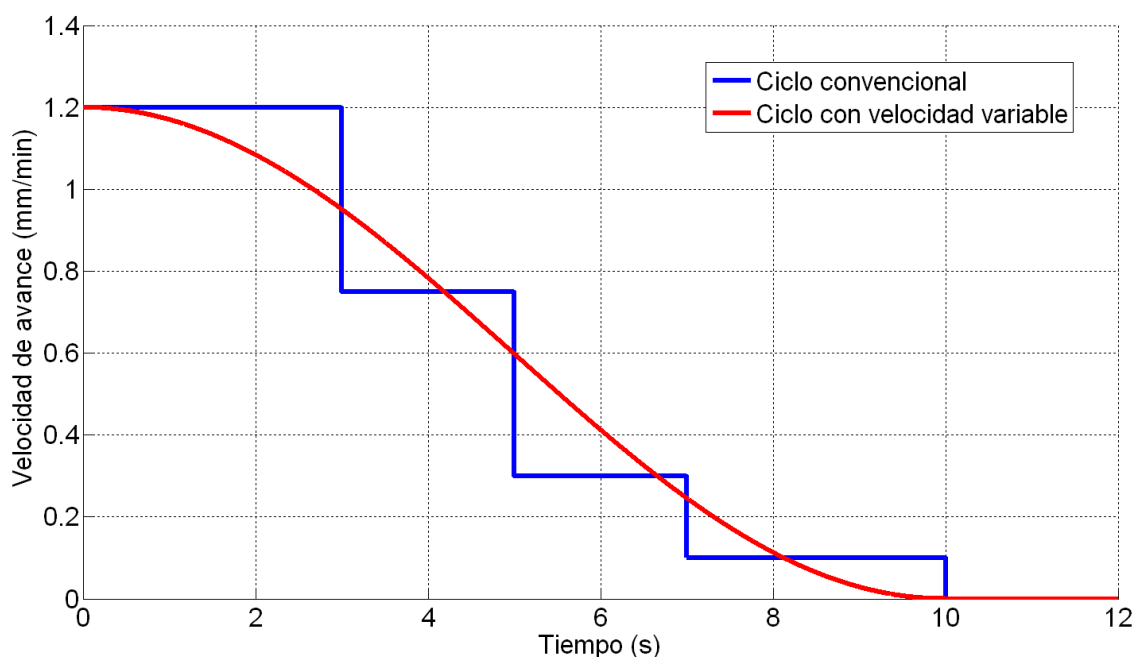


Figura 9.13. Estudio comparativo de ciclos: velocidades de avance.

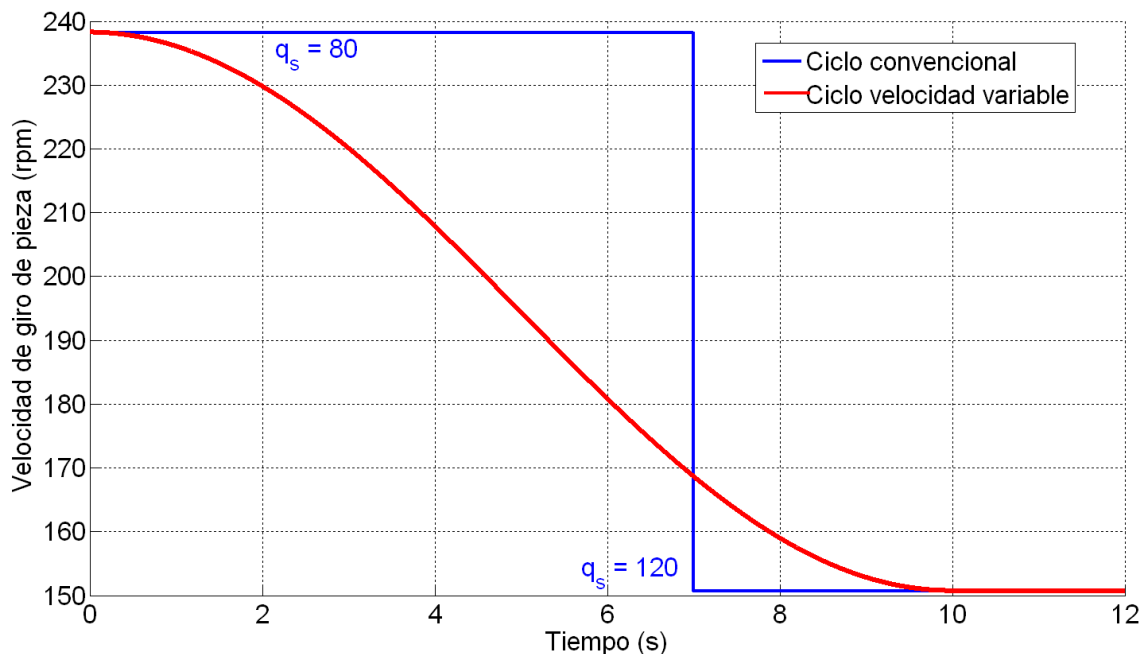


Figura 9.14. Estudio comparativo de ciclos: velocidades de giro de pieza.

En primer lugar se comprueba que las variaciones comandadas en el CNC de la máquina se corresponden con las que se han programado inicialmente. Para ello, se miden con la aplicación *Servotrace* del control Siemens de la máquina las variaciones producidas en los respectivos ejes de avance (X1) y de giro de pieza (C1), que se visualizan en la Figura 9.15 en azul y verde respectivamente. Se observa que las variaciones comandadas son correctas, con la velocidad de avance comenzando a 1.2 mm/min (tiene un sentido negativo por la configuración del eje) y terminando en cero, a la vez que la velocidad de pieza comienza en 238 rpm y termina en 151 rpm.

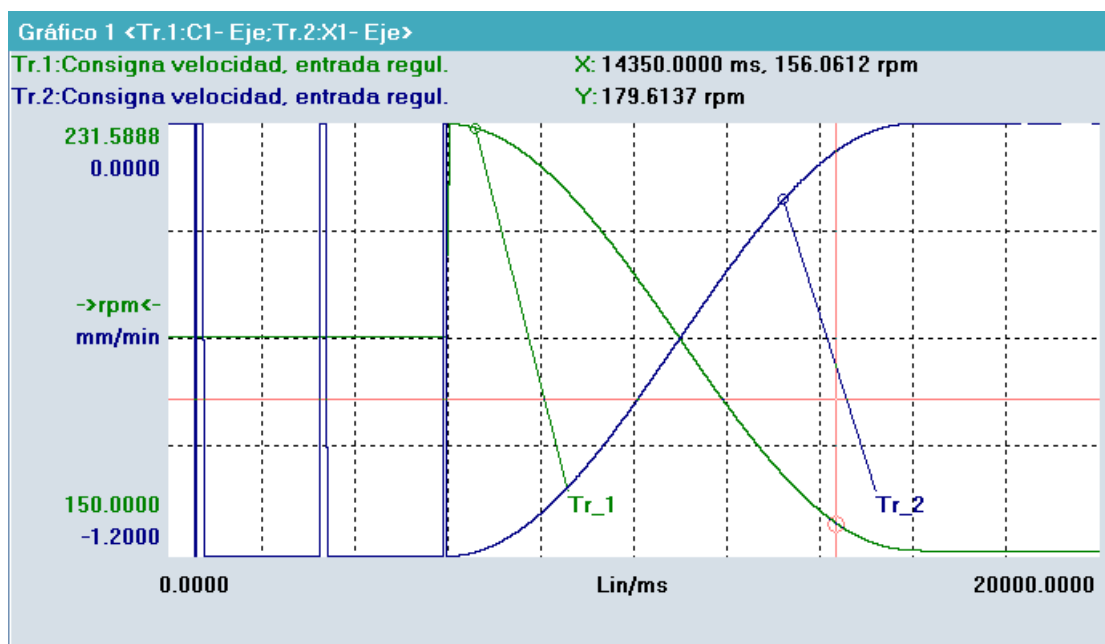


Figura 9.15. Adquisición de las señales de velocidad variable de avance y giro de pieza desde el CNC.

Ciclo	Sin chispeo			Con chispeo		
	R_a (μm)	Redondez (μm)	Tol. \varnothing (μm)	R_a (μm)	Redondez (μm)	Tol. \varnothing (μm)
A	0.53±0.024	1.5±0.20	5.1±1.1	0.43±0.029	0.9±0.15	1.0±0.3
B	0.46±0.022	1.0±0.21	2.1±0.5	0.40±0.020	0.8±0.05	0.1±0.2
C	0.49±0.020	1.3±0.19	5.0±1.0	0.42±0.015	0.8±0.11	1.0±0.2
D	0.42±0.021	0.8±0.15	1.6±0.6	0.37±0.011	0.6±0.06	0.1±0.1

Tabla 9.5. Resultados experimentales comparativos entre ciclos convencionales y ciclos con velocidad variable.

A continuación se muestran los resultados de la comparativa realizada en relación a la rugosidad, redondez y tolerancia diametral obtenida, este último valor medido con un micrómetro como la diferencia entre el valor medio del diámetro final de la pieza rectificadora y el diámetro final teórico. Los ciclos A y B de la tabla son los mostrados en el artículo del Capítulo 8 con velocidades constantes escalonadas y velocidad variable respectivamente (Figura 9.13), manteniendo la velocidad de giro de pieza constante a 190 rpm. Los ciclos C y D tienen las mismas velocidades de avance que los ciclos A y B, pero además tiene unas velocidades de giro de pieza variables según la Figura 9.14, siendo el ciclo C con velocidades constantes y el ciclo D con velocidades variables.

Analizando los resultados obtenidos, los valores del ciclo D con velocidades variables de avance y giro de pieza son los mejores tanto en rugosidad como en redondez y tolerancia diametral. Al igual que ocurría entre los ciclos B y A, en los cuales se observaba la influencia de la velocidad de avance variable, lo mismo ocurre en los ciclos C y D con la velocidad de giro de pieza. Con estos dos ciclos se obtienen mejores resultados que con el A y B respectivamente, ya que el ciclo termina a velocidades de pieza menores con los que se consiguen mejores acabados. En la Figura 9.16 se muestran unos ejemplos de las mediciones de redondez efectuadas para cada una de las pruebas de los ciclos C y D con y sin chispeo.

En estos ensayos no ha existido riesgo de daño térmico, puesto que las condiciones de trabajo no eran lo suficientemente agresivas para ello. Aun así, se ha comparado la potencia máxima de los ciclos realizados. La potencia se ha medido a través de la salida analógica del variador de frecuencia Danfoss del cabezal de la muela rectificadora. Tal como se observa en la Figura 9.17, tanto las potencias máximas (5.05 y 4.95 kW) como las potencias medias (2.33 y 2.31 kW) de los ciclos C y D respectivamente son muy similares, por lo que se espera un comportamiento similar de ambos procesos en cuanto al consumo energético, la posibilidad de daño térmico o la evolución del desgaste de muela.

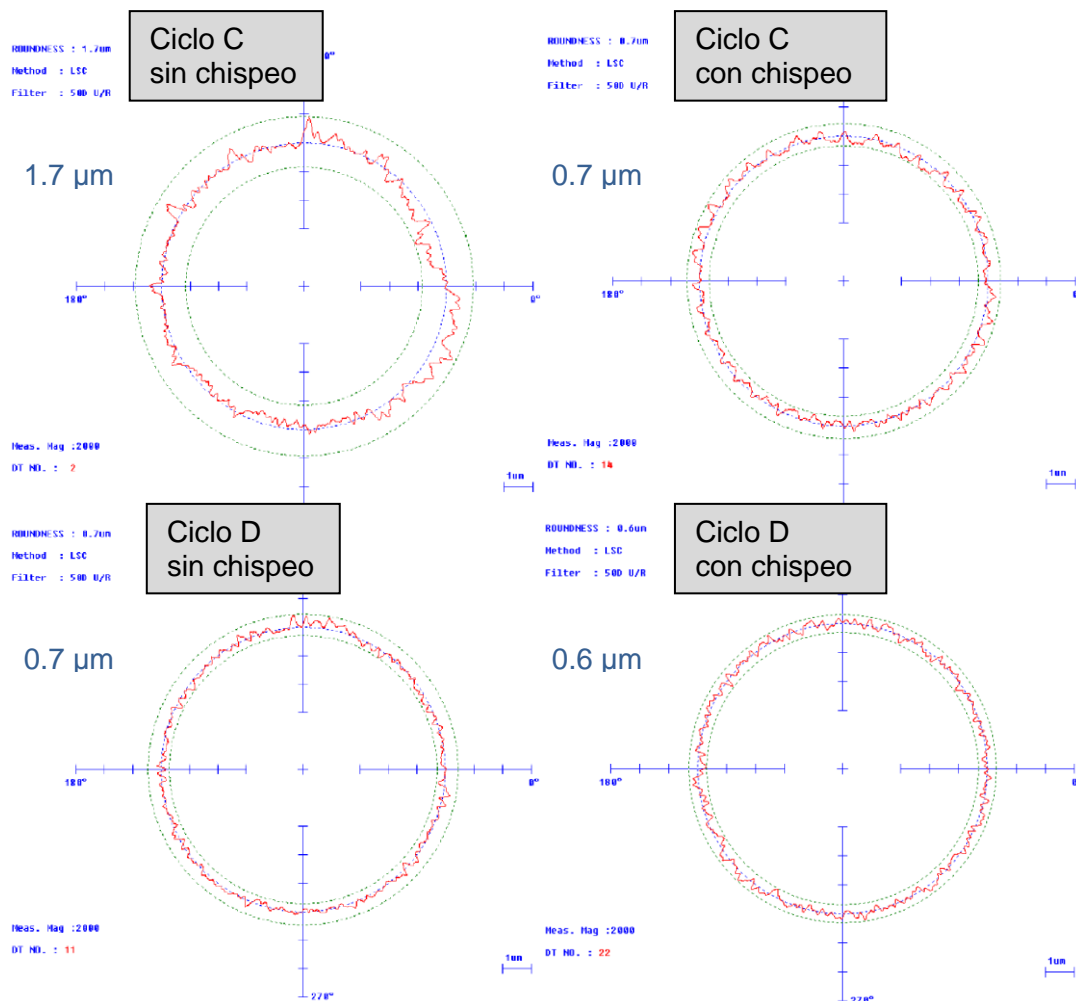


Figura 9.16. Mediciones del error de redondez de las piezas rectificadas en el estudio comparativo.

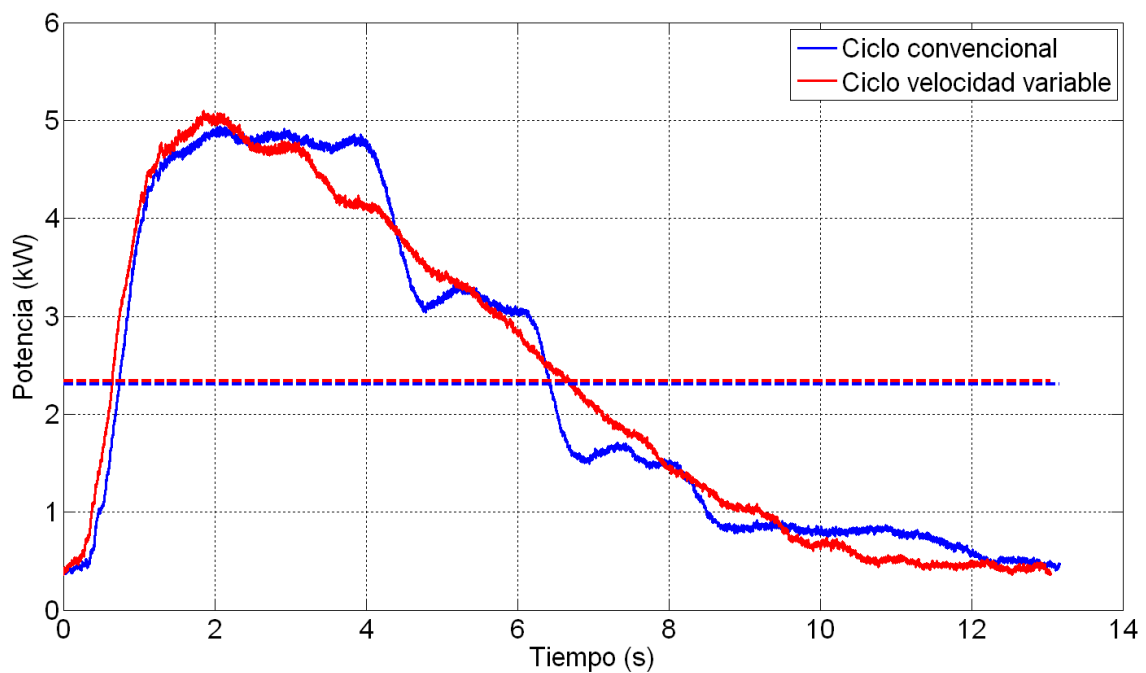


Figura 9.17. Mediciones de las potencias de rectificado en el estudio comparativo.

Componentes del sistema		Condiciones del proceso	
Máquina	Danobat UG-51	Velocidad de muela	40 m/s
Rectificadora	SG GF80H12VXP Ø400x50 mm ²	Pasada radial	0.1 mm
Pieza	Acero F114 53 HRc Ø70x45 mm ²	Rugosidad máxima	0.4 µm
Refrigerante	Rhenus R.Meta TY100s	Redondez máxima	2.0 µm
Diamantador	Loseta Winter 2585-OC/4	Potencia máxima	7.5 kW
Diamantado	0.025 mm a 233 mm/min	Q' _w máxima	3 mm ² /s

Tabla 9.6. Datos generales del ejemplo de optimización del ciclo de rectificado.

A continuación se encuentra una nueva muestra de ensayos realizados para validar las estrategias de variación generadas. En este caso, se han variado igualmente las velocidades de avance y giro de pieza, dejando constante la velocidad de giro de muela. Siguiendo la metodología de la tesis, se rectifican tres piezas por ensayo y se realizan tres mediciones por pieza. En los resultados se visualiza el valor medio con un error de medición que se corresponde con la desviación estándar. Las condiciones de los ensayos se muestran en la Tabla 9.6.

El objetivo de estos ensayos es el de conseguir los requisitos de rugosidad y redondez evitando las limitaciones de potencia máxima de la máquina, la aparición de vibraciones o de dañado térmico, teniendo en cuenta además la limitación de tasa de arranque (Q'_w) máxima recomendada para la muela rectificadora utilizada.

Se dispone de un ciclo de partida convencional (Ciclo A, en negro en la Figura 9.18) con velocidades de avance y de giro de pieza constantes y escalonadas, con el que se sabe que se consiguen las tolerancias requeridas y un tiempo de ciclo de 32.5 segundos. Se ejecuta entonces un ciclo de velocidad variable de avance y giro de pieza siguiendo una forma sinusoidal (Ciclo B en verde), de tal manera que se consiga el mismo tiempo de ciclo y se tengan las mismas velocidad inicial y final de giro de pieza. Debido a la forma de cálculo de la curva de velocidad de avance con forma sinusoidal, la velocidad de avance inicial necesaria para obtener el mismo tiempo de ciclo es ligeramente inferior a la del ciclo convencional (0.42 mm/min en vez de 0.47 mm/min).

El siguiente paso consiste en obtener un ciclo de velocidad variable de avance y pieza optimizado en cuanto a tiempo de ciclo, buscando la limitación de Q'_w máxima de 3 mm²/s. Para un diámetro de pieza aproximado de 70 mm, la velocidad de avance máxima es entonces de 0.81 mm/min. Teniendo en cuenta que posteriormente se va a realizar una comparativa de este ciclo variable optimizado con uno convencional equivalente en tiempo de ciclo, esta velocidad máxima de 0.81 mm/min se utilizará en el ciclo convencional (Ciclo C en azul) y en el ciclo de velocidad variable la velocidad correspondiente será de 0.73 mm/min (Ciclo D en rojo). En cuanto a las velocidades de giro de pieza, se mantienen las utilizadas en los ciclos A y B para cada etapa.

La Figura 9.19 muestra los resultados de rugosidad (R_a y R_z) y redondez obtenidos con los 4 ciclos analizados, a lo largo de 4 piezas rectificadas después del diamantado de la muela rectificadora. Entre los ciclos A y B se observa cómo, para un mismo tiempo de ciclo, los valores obtenidos con el ciclo de velocidad variable son mejores que con velocidades constantes tanto en rugosidad como en redondez.

Con el ciclo optimizado de velocidad variable (Ciclo D) se ha reducido el tiempo de ciclo en un 41%, cumpliendo con la limitación de Q'_w máxima. Se observa en la Figura 9.19 que los valores de rugosidad y redondez aumentan ligeramente respecto al ciclo B de velocidad variable; e incluso en el caso de la redondez, los valores son mejores que los obtenidos con el ciclo A de velocidades constantes.

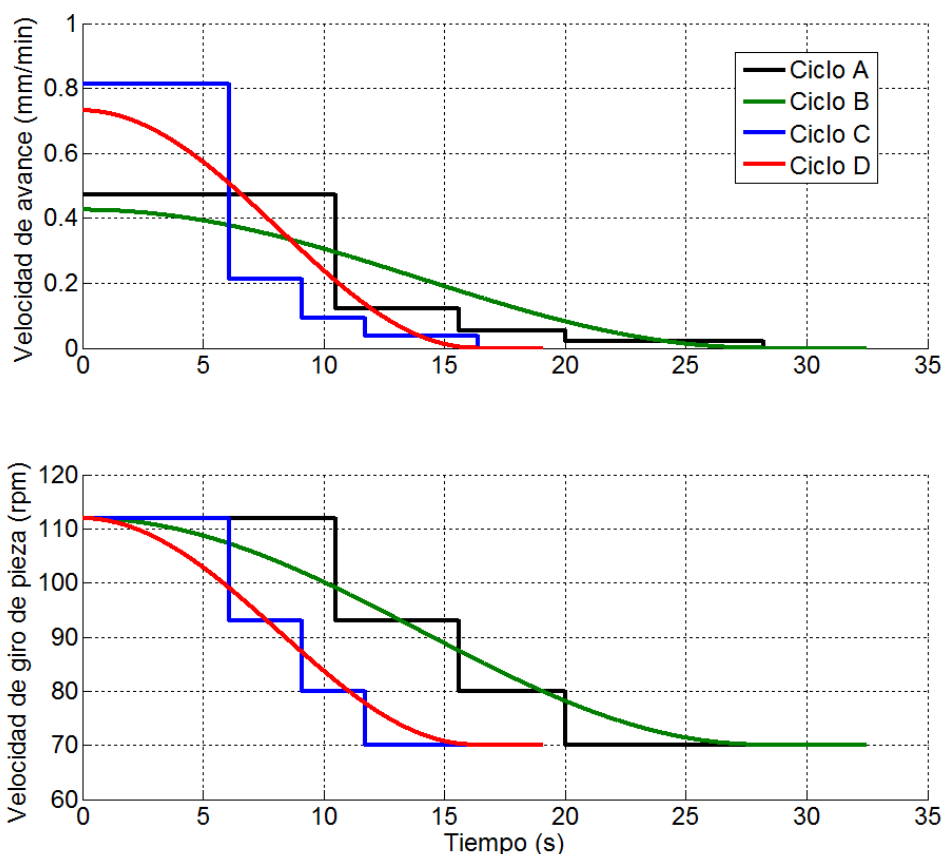


Figura 9.18. Ciclos para el análisis comparativo experimental.

Por último, con el ciclo C de velocidades constantes utilizado para comparar con el ciclo D de velocidades variables (ambos con el mismo tiempo de ciclo), los valores obtenidos de rugosidad y redondez han aumentado significativamente, sobrepasando o aproximándose a los requerimientos establecidos para las tolerancias de rugosidad ($R_a = 0.4 \mu\text{m}$) y redondez (redondez = $2 \mu\text{m}$).

La Figura 9.20 muestra una comparativa de las señales adquiridas de potencia consumida por el cabezal de la muela rectificadora. En ella se ven los valores máximos de potencia, mayores en el caso de los ciclos convencionales por la velocidad mayor de desbaste en comparación con los ciclos con velocidades variables. Aun así y como cabe esperar, la potencia media entre los ciclos analizados es similar.

En la siguiente Tabla 9.7 se muestra un resumen de los valores obtenidos para cada ciclo.

Ciclo	Tiempo (s)	Redondez (μm)	R_z (μm)	R_a (μm)	$P_{\text{máxima}}$ (kW)
A	32.5	1.50 ± 0.23	2.30 ± 0.21	0.30 ± 0.021	3.8
B	32.5	0.77 ± 0.12	2.04 ± 0.20	0.28 ± 0.015	3.4
C	19.1	1.92 ± 0.21	2.60 ± 0.18	0.35 ± 0.019	5.1
D	19.1	1.12 ± 0.15	2.25 ± 0.11	0.31 ± 0.011	4.2

Tabla 9.7. Resultados experimentales comparativos entre ciclos convencionales y ciclos con velocidades variables.

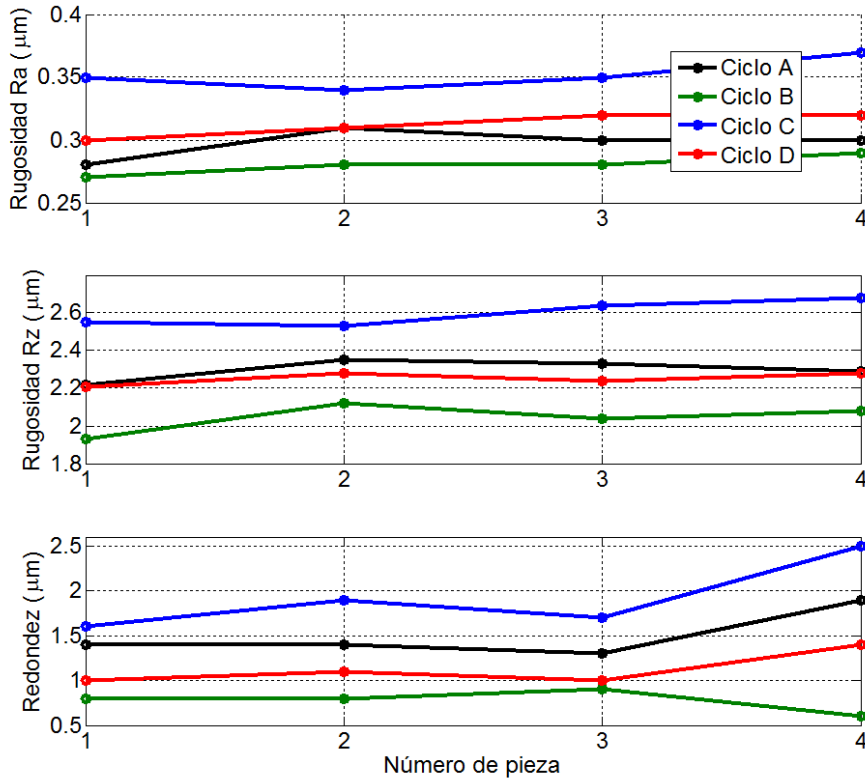


Figura 9.19. Resultados de rugosidad y redondez del análisis comparativo experimental.

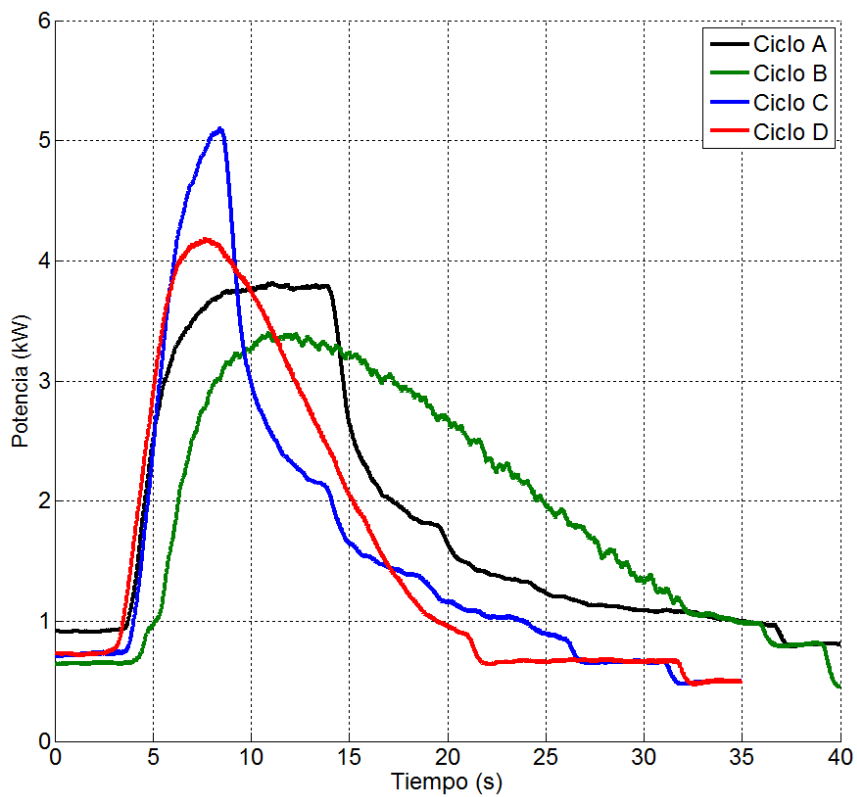


Figura 9.20. Resultados de potencia del análisis comparativo experimental.

Capítulo 10

Conclusiones y líneas futuras

10.1 Conclusiones

Actualmente en el sector de fabricación de máquinas-herramienta existe la cada vez más acuciante necesidad de proveer de procesos lo más competitivos posibles en cuanto a la productividad de los mismos, asegurando a la vez las cada vez más rigurosas tolerancias dimensionales, superficiales y estructurales. Teniendo en cuenta que el proceso de rectificado normalmente se sitúa al final de la cadena productiva y que uno de los objetivos clave de la producción es limitar la generación de piezas defectuosas, es muy importante conseguir procesos estables a lo largo del tiempo con los que se evite la aparición de las diversas problemáticas que afectan al rectificado: la evolución de las calidades superficiales y dimensionales fuera de tolerancia, la aparición de dañado térmico, la generación de esfuerzos de rectificado que afecten al comportamiento del proceso o la aparición de inestabilidades geométricas y dinámicas.

Toda esta complejidad conlleva la necesidad de disponer de herramientas que ayuden a la consecución de los objetivos marcados de la manera más sencilla posible, y que no supongan un sobrecoste elevado para el proceso. Existen en bibliografía diversas aproximaciones a esta problemática, basadas por ejemplo en la utilización de algoritmos de control adaptativos o en herramientas *offline* para la generación de procesos de rectificado optimizados. Se ha observado la dificultad de llevar a la práctica estos desarrollos, debido a su complejidad, la necesidad de un conocimiento elevado del proceso por parte del usuario o los posibles sobrecostes a la hora de implementar las tecnologías en un ambiente industrial.

Con esta idea en mente, se ha continuado el trabajo desarrollado en estudios previos por el grupo de investigación formado por IK4-Ideko S.Coop. y Mondragon Unibertsitatea para llevar a las empresas del entorno soluciones que añadan competitividad y valor añadido a los productos que comercializan. Este es el caso de Danobat, fabricante de rectificadoras con una buena situación a nivel internacional, pero con una competencia importante que proviene por un lado de empresas renombradas como Junker o Studer y, por otro lado, de empresas con bajos costes de producción provenientes de países emergentes.

Este trabajo se ha visto representado por las diferentes tesis publicadas: Jose Ignacio Marquínez [Mar08] con su análisis sobre las inestabilidades geométricas en el rectificado sin centros y las técnicas de supresión para las mismas, Jon Madariaga [Mad09] con sus estudios sobre el dañado térmico y las inestabilidades de arrastre o *spinning* en el rectificado sin centros, Pablo Puerto [Pue13] con su análisis de la rugosidad generada con el proceso de rectificado y las herramientas de monitorización del desgaste de muela y David Barrenetxea [Bar12b] con su trabajo de obtención de ciclos de rectificado y de supresión de inestabilidades dinámicas para el rectificado sin centros.

Es a partir de esta última tesis de David Barrenetxea de donde se inicia la presente tesis, abordando en primer lugar la eliminación de una de las grandes limitaciones del proceso, como son las vibraciones autoexcitadas o *chatter*, mediante la aplicación de velocidades variables. Si bien es una técnica conocida en el ambiente del mecanizado y se ha aplicado con éxito en el proceso de rectificado, en este trabajo se ha analizado por primera vez su aplicación al proceso de rectificado sin centros en pasante, en donde su especial configuración, en la que la muela reguladora se inclina para dar un movimiento axial a la pieza entre muelas gracias a su giro, conlleva un análisis específico al respecto de la influencia de la aplicación de la velocidad variable de giro de muela reguladora en el comportamiento del proceso. Se ha observado que, si bien dicha variación provoca una disminución o supresión de las inestabilidades dinámicas

durante el rectificado, también se genera una variación de las calidades dimensionales y superficiales sobre las superficies rectificadas, por lo que hay que prestar especial cuidado a la selección de los parámetros de variación aplicados: la amplitud y la frecuencia de la señal sinusoidal comandada.

Continuando con el estudio de la aplicación de velocidad variable de pieza en los procesos de rectificado, y viendo el alto coste computacional que supone el análisis en el dominio del tiempo realizado por Barrenetxea [Bar09] y en el trabajo desarrollado para el rectificado sin centros en pasante en esta tesis, para abordar los procesos de rectificado cilíndrico se ha provisto de una metodología mucho más eficiente computacionalmente, lo que conlleva una mayor capacidad de análisis y una mejor respuesta ante posibles problemas que surjan. Esta metodología se basa en la aplicación del método de semidiscretización, bien conocido en otros ámbitos como los elementos finitos y aplicado previamente en otros procesos de mecanizado como el torneado y el fresado. Este método se basa en el cálculo de los autovalores de la matriz de transición que relaciona los defectos de radio y el estado dinámico de vueltas consecutivas de pieza, siendo el proceso estable cuando el autovalor máximo es menor de la unidad e inestable cuando el valor es mayor.

Mediante esta metodología se ha desarrollado un software capaz de obtener los parámetros más adecuados de variación de la velocidad de giro, expresándose sobre mapas de estabilidad donde se representan las combinaciones óptimas de amplitud y frecuencia de variación para conseguir la mayor reducción de la inestabilidad dinámica. Estos mapas son aplicables tanto a procesos de rectificado sin centros en sus configuraciones en penetración y en pasante, como a procesos de rectificado cilíndrico en penetración y en vaivén. Mientras que para la obtención de los primeros se ha utilizado el modelo de simulación temporal, para los segundos se ha utilizado el método de semidiscretización, y se ha observado un tiempo de cálculo alrededor de 10 veces menor.

Con la utilización de los mapas obtenidos con este software, se ha observado que las mejores combinaciones coinciden con amplitudes por encima del 10% del valor nominal de la velocidad de giro de pieza y frecuencias menores de 1 Hz. Estos valores se han obtenido tanto con los modelos teóricos de simulación utilizados como experimentalmente. Igualmente, se ha obtenido una buena correlación entre ambos resultados, validando de esta forma los mapas de estabilidad desarrollados. También se han tenido en cuenta a la hora de seleccionar los parámetros las limitaciones que puedan surgir al llevar a la práctica las variaciones de velocidad, como puede ser la imposibilidad de la combinación de motor y controlador para realizar la variación con ciertas amplitudes o frecuencias, sobre todo en el caso del rectificado sin centros, donde el elevado peso de la muela reguladora sobre la cual se ejecuta la variación provoca limitaciones de este tipo.

Por otra parte y aprovechando la capacidad de incluir variaciones continuas de las velocidades controladas con el CNC de las máquinas actuales, en esta tesis se han desarrollado unas estrategias de configuración de ciclos de penetración basadas en la aplicación de diferentes combinaciones de velocidad variable en los tres parámetros principales que gobiernan el proceso: la velocidad de avance, la velocidad de giro de pieza y la velocidad de giro de muela. La tecnología se basa en la posibilidad de tener un mayor control durante todo el ciclo de rectificado en penetración del espesor de viruta y de la cinemática de arranque tribo-termo-mecánica del proceso. Este desarrollo supone una novedad a nivel internacional en el ámbito del rectificado.

Mediante la utilización de los modelos teóricos presentados, se ha desarrollado en primer lugar un entorno de simulación en el cual se puede analizar la influencia de la

introducción de diferentes señales de variación de las velocidades en el comportamiento del proceso, obteniendo resultados de fuerzas y potencia de rectificado, daño térmico o calidades geométricas, dimensionales y superficiales sobre la pieza. De esta forma, se han definido ciertas estrategias de variación a lo largo de los ciclos de rectificado en penetración, con las que se consiguen procesos más productivos, con mejores calidades o más eficientes energéticamente, evitando otras posibles limitaciones de quemado o inestabilidades geométricas y dinámicas.

Las estrategias óptimas obtenidas se basan principalmente en la aplicación, por un lado, de una velocidad de avance continuamente descendente desde un valor inicial apropiado, similar a los utilizados en los procesos convencionales en la etapa de desbaste, hasta un valor nulo o casi nulo siguiendo una forma sinusoidal. Por otra parte, y en combinación con la variación anterior, se ha propuesto la aplicación de una velocidad de giro de pieza continuamente decreciente desde un valor inicial de acuerdo a valores de relación de velocidades utilizados en la actualidad para etapas de desbaste hasta una velocidad final de acuerdo a las utilizadas en las etapas actuales de acabado. Por último y en combinación con las dos anteriores, se ha definido una variación continua de la velocidad de giro de muela rectificadora desde un valor inicial menor hasta un valor final correspondiente al máximo permitido por las especificaciones de la muela.

Una vez definidas las variaciones óptimas en el entorno de simulación, se ha desarrollado un software para controles numéricos de Siemens que aprovechan las opciones que ofrecen las instrucciones internas del mismo para llevar a la práctica las estrategias propuestas. Este software se ha probado en máquinas rectificadoras de Danobat, donde se ha validado la correcta variación de los parámetros controlados. Igualmente, se ha incluido en el software y validado la posibilidad de utilizar medidores de diámetro *in-process* o sensores de contacto de *gap* para el acercamiento rápido, elementos presentes en un alto porcentaje en las aplicaciones actuales de Danobat, de cara a tener una herramienta lo más preparada posible para su implementación industrial.

Cabe destacar como otro argumento a favor de esta tecnología que, mientras que para la definición de los ciclos convencionales por etapas hay que definir las velocidades de avance, velocidades de giro de pieza y cotas de cada una de las etapas, tarea con relativa dificultad y tiempo de preparación, con el software de velocidades variables simplemente se definen el tiempo de ciclo que se quiere obtener, el sobrematerial a eliminar mediante el rectificado y las velocidades iniciales y finales de giro de pieza y de muela rectificadora.

Además, la implementación de este software no supone un coste añadido para las soluciones de rectificado que ofrece empresas como Danobat, ya que su implementación se basa en opciones incluidas en los actuales controles numéricos.

Por último, se han validado los ciclos de rectificado con velocidades variables comparando los resultados obtenidos de calidad de pieza, estabilidad del proceso y fuerzas y potencias generadas con los conseguidos en diferentes ciclos convencionales por etapas, equivalentes en tiempo de ciclo y sobrematerial a eliminar. En todos los casos se ha observado una mejora notable de los resultados de los ciclos con velocidades variables, concluyendo que es una tecnología prometedora para su inclusión en el ámbito industrial. Esta validación se ha llevado a cabo tanto en procesos en penetración de rectificado cilíndrico como de rectificado sin centros.

10.2 Líneas futuras

El trabajo de esta tesis se puede separar en dos apartados a partir de los cuales continuar realizando aportaciones al estado del arte y a la industria rectificadora.

En relación con las metodologías de análisis de estabilidad con parámetros variables, los posibles pasos a seguir son:

- Desarrollar el método de semidiscretización para su aplicación a los procesos de rectificado sin centros, tanto en penetración como en pasante. Al trabajo presentado en esta tesis para los procesos de rectificado cilíndrico hay que añadir el estudio de la inestabilidad geométrica propia del rectificado sin centros y la influencia de los contactos de pieza con muela reguladora y regla de apoyo en la estabilidad.
- Aplicar nuevos métodos de cálculo más eficientes computacionalmente, como el presentado por Zatarain et al. [Zat15] para el proceso de fresado, donde se realiza una comparativa entre el método de semidiscretización y el método de iteración de subespacios presentado, observándose la mejora en coste computacional del nuevo método.
- Aplicar los métodos desarrollados para el análisis del *chatter* en muela rectificadora y la utilización de la velocidad variable de muela para su supresión. Si bien es cierto que el *chatter* en muela es menos notable que el generado en la pieza y se puede solucionar mediante un correcto diamantado en numerosos casos, se puede profundizar en el análisis de la aplicación de velocidad variable de muela para su supresión, abordando igualmente las posibles dificultades de llevar a la práctica esta técnica por limitaciones en el control a altas velocidades o la generación de desequilibrios en la muela.

En cuanto a la configuración de ciclos de rectificado con velocidades variables, las líneas de investigación abiertas son múltiples, debido a las posibilidades que ofrece esta tecnología:

- Profundizar en el análisis de la influencia de las condiciones de variación planteadas en el desgaste de muela y proponer estrategias al respecto. Este aspecto del proceso solo ha sido abordado de manera experimental mediante la medición del ratio G para el desgaste macrogeométrico o la evolución de la potencia de rectificado como aproximación para medir el estado de los granos abrasivos, y, si bien se han obtenido con los ciclos variables valores de ratio G similares y una mayor estabilidad en la variación de la potencia respecto a los de los ciclos convencionales, se requiere de un análisis más exhaustivo.
- Extender esta tecnología a otros procesos como el rectificado cilíndrico en vaivén, donde la variación de velocidad se aplicaría sobre el avance transversal de la muela rectificadora sobre la pieza en combinación con la velocidad de giro de pieza y muela rectificadora, pudiendo afectar al comportamiento del proceso de manera diferente a como lo hace en los procesos en penetración.
- Profundizar en la variación de la velocidad de muela rectificadora, asegurando un buen comportamiento de la muela y máquina al llevar las variaciones a la práctica y analizando las posibilidades que ofrece de eficiencia energética, pudiendo incluir sistemas de recuperación de energía.

- Desarrollar nuevas estrategias de variación de cada una de las velocidades más complejas a lo largo del ciclo, de tal forma que se consigan incluso mejores resultados en relación a todos los requerimientos del proceso analizado.

Capítulo 11

Referencias bibliográficas

- [All97] Allanson D.R., Rowe W.B., Chen X., Boyle A.; *Automatic dwell control in computer numerical control plunge grinding*; Proc. Inst. Mech. Eng; vol. 211, issue B; 1997; pp. 565-575.
- [Alt92] Altintas Y., Chan P.K.; *In-process detection and suppression of chatter in milling*; Int. J. Mach. Tools Manuf.; vol. 32, issue 3; 1992; pp. 329-347.
- [Alt04] Altintas Y., Weck M.; *Chatter stability of metal cutting and grinding*; CIRP Ann. – Manuf. Technol.; vol. 53, issue 2; 2004; pp. 619-642.
- [Ami81] Amitay G., Malkin S., Koren Y.; *Adaptive control optimization of grinding*; J. Eng. Ind.; vol. 103, issue 1; 1981; pp. 102-111.
- [Bart69] Bartalucci B., Lisini G.G.; *Grinding process instability*; J. Eng. Ind.; vol. 91, issue 3; 1969; pp. 597-606.
- [Bart71] Bartalucci B., Lisini G.G., Pinotti P.C.; *Grinding at variable speed*; Proc. 11th Int. M.T.D.R. Conf.; vol. A; 1971; pp. 633-652.
- [Bar09] Barrenetxea D., Marquinez J.I., Bediaga I., Uriarte L.; *Continuous workpiece speed variation (CWSV): Model based practical application to avoid chatter in grinding*; CIRP Ann. – Manuf. Technol.; vol. 58, issue 1; 2009; pp. 319-322.
- [Bar10] Barrenetxea D., Alvarez J., Marquinez J.I., Madariaga J., Gallego I., Mugerza Perello I.; *New models and global stability charts to avoid principal instabilities and constraints in throughfeed centerless grinding*; J. Manuf. Sci. Eng.; vol. 132; 2010; pp. 011014.
- [Bar12a] Barrenetxea D., Marquinez J.I., Alvarez J., Fernandez R., Gallego I., Madariaga J., Garitaonandia I.; *Model-based assistant tool for the setting-up and optimization of centerless grinding process*; J. Mach. Sci. Technol.; vol. 16; 2012; pp. 510-523.
- [Bar12b] Barrenetxea D.; *Desarrollo de nuevos modelos, técnicas y aplicaciones para el aumento de la precisión y productividad en el rectificado sin centros a través de la supresión de inestabilidades dinámicas y la óptima configuración del ciclo de rectificado en sus dos formas de operación: plongée y pasante*; PhD Thesis; Mondragon Unibertsitatea; Mondragon; 2012.
- [Bed09] Bediaga I.; *Supresión del chatter regenerative mediante variación en proceso de la velocidad de giro*; PhD Thesis; Escuela Superior de Ingenieros, Bilbao; 2009.
- [Bie97] Biera J., Vinolas J., Nieto F.J.; *Time-domain dynamic modeling of the external plunge grinding process*; Int. J. Mach. Tools Manuf.; vol. 37, issue 11; 1997; pp. 1555-1572.
- [Bre08] Brecher C., Hannig S.; *Simulation of plunge centerless grinding process*; Prod. Eng. Res. Devel.; vol. 2; 2008; pp. 91-95.
- [Bri06] Brinksmeier E., Aurich J.C., Govekar E., et al.; *Advances in modeling and simulation of grinding processes*; CIRP Ann. – Manuf. Technol.; vol. 55; 2006; pp. 667-696.
- [Bue90] Bueno R., Zatarain M., Aguinagalde J.M.; *Geometric and dynamic stability in centerless grinding*; CIRP Ann. – Manuf. Technol.; vol. 39, issue 1; 1990; pp. 395-398.

- [Ceg73] Cegrell G.; *Variable wheel speed – A way to increase the Material Removal Rate*; Proc. 14th M.T.D.R. Conf.; 1973; pp. 653-658.
- [Chi93] Chiu N.H., Malkin S.; *Computer simulation for cylindrical plunge grinding*; CIRP Ann.; vol. 42; 1993; pp. 383-387.
- [Chu11] Chung K., Liu Z.; *Nonlinear analysis of chatter vibration in a cylindrical transverse grinding process with two time delays using a nonlinear time transformation method*; Nonlinear Dyn.; vol. 66, issue 4; 2011; pp. 441-456.
- [Dom11] Dombovari Z., Iglesias A., Zatarain M., Insperger T.; *Prediction of multiple dominant chatter frequencies in milling processes*; Int. J. Mach. Tools Manuf.; vol. 51; 2011; pp. 457-464.
- [Don04a] Dong S., Danai K., Malkin S., Deshmukh A.; *Continuous optimal infeed control for cylindrical plunge grinding, part 1: methodology*; J. Manuf. Sci. Eng.; vol. 126; 2004; pp. 327-333.
- [Don04b] Dong S., Danai K., Malkin S.; *Continuous optimal infeed control for cylindrical plunge grinding, part 2: controller design and implementation*; J. Manuf. Sci. Eng.; vol. 126; 2004; pp. 334-340.
- [Dre99] Drew S.J., Mannan M.A., Ong K.L., Stone B.J.; *Investigations of in-process measurement of ground surfaces in the presence of vibration*; Int. J. Mach. Tools Manuf.; vol. 39, issue 12; 1999; pp. 1841-1861.
- [Dre01] Drew S.J., Mannan M.A., Ong K.L., Stone B.J.; *The measurements of forces in grinding in the presence of vibration*; Int. J. Mach. Tools Manuf.; vol. 41, issue 4; 2001; pp. 509-520.
- [EIW87] El-Wardani T., Sadek M.M., Younis M.A.; *Theoretical analysis of grinding chatter*; J. Eng. Ind.; vol. 109, issue 4; 1987; pp. 314-320.
- [Ent97] Entwistle R.D.; *Torsional compliance and chatter in grinding*; PhD Diss.; University of Western Australia; 1997.
- [Fro85] Frost M., Furdson P.M.T.; *Towards optimum centerless grinding*; M.C. Shaw Grinding Symp., ASME/PED; vol. 16; 1985; pp. 313-328.
- [Fro86] Frost M.; *Helix ratio control in cylindrical traverse grinding*; ASME Prod. Eng. Div. PED; vol. 16; New York.
- [Fur70] Furukawa Y., Miyashita M., Shiozaki S.; *Chatter vibration in centerless grinding (Research 1)*; Bull. of JSME, vol. 13/64; 1970; pp. 1274-1283.
- [Fur71] Furukawa Y., Miyashita M., Shiozaki S.; *Vibration analysis and work- rounding mechanism in centerless grinding*; Int. J. Mach. Tool Des. Res.; vol. 11/2; 1971; pp. 145-175.
- [Fur72] Furukawa Y., Miyashita M., Shiozaki S.; *Chatter vibration in centerless grinding (Research 2)*; Bull. of JSME; vol. 15/82; 1972; pp. 544-553.
- [Fur73a] Furukawa Y., Shiozaki S., Shiga N.; *Suppression mechanism of build-up of chatter vibration-adaptive control of self-excited chatter vibration in centerless grinding (I)*; Journal of the Japan Society of Precision Engineering; vol. 39/4; 1973; pp. 448-454.

- [Fur73b] Furukawa Y., Shiozaki S., Shiga N.; *Suppression of chatter vibration by adaptive control-adaptive control of self-excited chatter vibration in centerless grinding. (II)*; Journal of the Japan Society of Precision Engineering; vol. 39/5; 1973; pp. 516-520.
- [Gal86] Gallemaers J.P., Yegenoglu K., Vatovez C.; *Optimizing grinding efficiency with large diameter CBN wheel*; International Grinding Conference, Philadelphia, USA, June 1986, SME 86-644.
- [Gal07] Gallego I.; *Intelligent centerless grinding: global solution for process instabilities and optimal cycle design*; CIRP Ann. – Manuf. Technol.; vol. 56; 2007; pp. 347-352.
- [Gao91] Gao Y., Forster K.; *Computer simulation of the deformation of slender, multidiameter rollers during grinding*; Int. J. Mach. Tools Manuf.; vol. 31, issue 1; 1991; pp. 83-93.
- [Gao92] Gao Y., Jones B.; *An optimum size and roundness adaptive control method for the plunge grinding process*; J. Syst. Control Eng.; vol. 206; 1992; pp. 107-116.
- [Gim95] Gimenez J.G., Nieto F.J.; *A Step by Step Approach to the dynamic behaviour of centerless grinding machines*; Int. J. Mach. Tool Manu.; vol. 35/9; 1995; pp. 1291-1307.
- [Gop04] Gopal A.V., Rao P.V.; *A new chip-thickness model for performance assessment of silicon carbide grinding*; Int. J. Adv. Manuf. Technol.; vol. 24; 2004; pp. 816-820.
- [Gur64] Gurney J.P.; *An analysis of centerless grinding*; J. Eng. Ind.; 1964; pp. 163-174.
- [Hah54] Hahn R.S.; *On the theory of regenerative chatter in precision grinding operations*; Trans. ASME; vol.76, issue 1; 1954; pp. 593-597.
- [Han06] Hannig S.; *Analysis and modeling of the dynamic behavior of grinding processes*; ECG; 2006; pp. 4-1-4-28.
- [Has86] Hashimoto F., Yoshioka J., Miyashita M.; *Development of an algorithm for giving optimum setup conditions for centerless grinding operations*; 2nd Int. Grinding Conf.; SME/MR86-628; 1986.
- [Has95] Hashimoto F.; *Study on thru-feed centerless grinding process*; 1st Int. Mach. Grinding Conf.; SME/MR95-200, 1995.
- [Has00] Hashimoto F., Zhou S.S., Lahoti G.D., Miyashita M.; *Stability diagram for chatter free centerless grinding and its application in machine development*; CIRP Ann. – Manuf. Technol.; vol. 49, issue 1; 2000; pp. 225-230.
- [Has04] Hashimoto F., Lahoti G.; *Optimization of set-up conditions for stability of the centerless grinding process*; CIRP Ann. – Manuf. Technol.; vol. 53; 2004; pp. 271-274.
- [Hec02] Hecker R.L.; *Part surface roughness modeling and process optimal control of cylindrical grinding*; PhD Thesis; Georgia Institute of Technology; Atlanta; 2002.
- [Hec03] Hecker R.L., Liang S.Y.; *Predictive modeling of surface roughness in grinding*; Int. J. Mach. Tools Manuf.; vol. 43; 2003; pp. 755-761.

- [Hes03] Hesterman D.C., Stone B.J.; *The control of unstable vibration in grinding*; Proc. 10th Int. Congr. Sound Vib.; 2003; pp. 4077-4083.
- [Ina74] Inamura T., Sata T.; *Stability analysis of cutting under varying spindle speed*; CIRP Ann.; vol. 32, issue 1; 1974; pp. 119-120.
- [Ina76] Inasaki I., Cheng C., Yonetsu S.; *Suppression of chatter in grinding*; Bull. Jpn. Soc. Precis. Eng.; vol. 9, issue 5; 1976; pp. 133-138.
- [Ina77] Inasaki I., Yonetsu S.; *Regenerative chatter in grinding*; Proc. 18th Int. M.T.D.R. Conf.; 1977; pp. 423-429.
- [Ina01] Inasaki I., Karpuschewski B., Lee H.S.; *Grinding chatter – origin and suppression*; CIRP Ann. – Manuf. Tech.; vol. 50, issue 2; 2001; pp. 515-534.
- [Ins02] Insperger T., Stépán G.; *Semi-discretization method for delayed systems*; Int. J. Numer. Methods Eng.; vol. 55, issue 5; 2002; pp. 503-518.
- [Ins03] Insperger T., Mann B., Stépán G., Bayly P.; *Stability of up-milling and down-milling, part 1: alternative analytical methods*; Int. J. Mach. Tools Manuf.; vol. 43; 2003; pp. 25-34.
- [Ins04] Insperger T., Stépán G.; *Stability analysis of turning with periodic spindle speed modulation via semidiscretization*; Int. J. Vib. Control; vol. 10; 2004; pp. 1835-1855.
- [Jay00] Jayaram S., Kapoor S., DeVor R.; *Analytical Stability Analysis of Variable Spindle Speed Machining*; J. Manuf. Sci. E. - T. ASME; vol. 122; 2000; pp. 391-397.
- [Kna99] Knapp B.; *Benefits of grinding with variable workspeed*; PhD Thesis; The Pennsylvania State University; 1999.
- [Kon76] König W., Hönscheid W., Meis F.U.; *Leistungssteigerung beim Spitzenlosen Durchlaufschleifen, Laboratorium für Werkzeugmaschinen und Betriebslehre der Rhein; Westf; Echn. Hochschule; Aachen; 1976.*
- [Kou76] Kounosu K.; *Suppression of chatter vibration in cylindrical grinding*; Bull. Jpn. Soc. Precis. Eng.; vol. 10, issue 4; 1976; pp. 175-176.
- [Kra08] Krajnik P., Drazumeric R., Meyer B., Kopac J., Zeppenfeld C.; *Simulation of workpiece forming and centre displacement in plunge centreless grinding*; Int. J. Mach. Tool Manu.; vol. 48; 2008; pp. 824-831.
- [Lee00a] Lee C., Shin Y.; *Evolutionary modeling and optimization of grinding processes*; Int. J. Prod. Res.; vol. 38; 2000; pp. 2787-2813.
- [Lee00b] Lee C.; *Intelligent modeling and optimization of grinding processes*; PhD Thesis; Purdue University, West Lafayette; 2000.
- [Li06] Li H., Shin Y.; *A time-domain dynamic model for chatter prediction of cylindrical plunge grinding processes*; J. Manuf. Sci. Eng.; vol. 128; 2006; pp. 404-415.
- [Li07] Li H., Shin Y.; *A time-domain dynamic simulation model for stability prediction of infeed centerless grinding processes*; J. Manuf. Sci. Eng.; vol. 129; 2007; pp. 539-551.

- [Lia91] Liao Y.S., Shiang L.C.; *Computer simulation of self-excited and forced vibrations in the external cylindrical plunge grinding process*; J. Eng. Ind.; vol. 113, issue 3; 1991; pp. 297-304.
- [Liu07] Liu Z., Payre G.; *Stability analysis of doubly regenerative cylindrical grinding process*; J. Sound Vib.; vol. 301; 2007; pp. 950-962.
- [Mad09] Madariaga J.; *Modelos predictivos para el control del dañado térmico y de las inestabilidades de origen tribológico en procesos de rectificado*; PhD Thesis; Mondragon Unibertsitatea; Mondragon; 2009.
- [Mal77] Malkin S., Murray T.; *Comparison of single point and rotary dressing of grinding wheels*; Proc. 5th N. Am. Metalworking Res. Conf.; Amherst, Mass.; 1977; pp. 278-283.
- [Mal78] Malkin S.; *Burning limit for surface and cylindrical grinding of steels*; CIRP Ann.; vol. 27; 1978; pp. 233-236.
- [Mal80] Malkin S., Koren Y.; *Off-line grinding optimization with a micro-computer*; CIRP Ann.; vol. 29; 1980; pp. 213-216.
- [Mal84] Malkin S., Koren Y.; *Optimal infeed control for accelerated spark-out in plunge grinding*; J. Eng. Ind.; vol. 106; 1984; pp. 70-74.
- [Mal89] Malkin S.; *Grinding technology: theory and applications of machining with abrasives*; Ellis Horwood Limited; Chichester and John Wiley; 1989.
- [Man99] Mannan M.A., Fan W.T., Stone B.J.; *Effects of torsional vibration on chatter in grinding*; J. Materi. Process. Technol.; vol. 89-90; 1999; pp. 303-309.
- [Man00] Mannan M.A., Drew S.J., Stone B.J.; *Torsional vibration effects in grinding?*; CIRP Ann. – Manuf. Technol.; vol. 49, issue 1; 2000; pp. 249-252.
- [Mar06] Marinescu I.D., Hitchiner M., Uhlmann E., Rowe W.B., Inasaki I.; *Handbook of Machining with Grinding Wheels*; CRC Press, 2006.
- [Mar08] Marquinez J.I.; *Supresión de inestabilidades de origen geométrico en el rectificado sin centros mediante nuevas técnicas de simulación*; PhD Thesis; Mondragon Unibertsitatea; Mondragon; 2008.
- [Mar09] Marcinkevicius, A.H.; *A computer program design for optimization of a cylindrical traverse grinding operations*; Solid State Phenom.; vols. 147-149; 2009; pp. 387-392.
- [Mar13] Marinescu I.D., Rowe W.B., Dimitrov B., Ohmori H.; *Tribology of Abrasive Machining Processes (Second Edition)*; 2013; pp. 313-332.
- [Mat86] Matsubara T., Mizumoto H., Yamamoto H.; *Theoretical analysis of work regenerative chatter in plunge grinding*; Bull. Jpn. Soc. Precis. Eng.; vol. 20, issue 4; 1986; pp. 272-277.
- [Mat87] Matsubara T., Mizumoto H., Yamamoto H., Sato M.; *Experimental analysis of work regenerative chatter in plunge grinding*; Bull. Jpn. Soc. Precis. Eng.; vol. 21, issue 1; 1987; pp. 33-37.

- [Mei80] Meis F.U.; *Geometrische und Kinematische Grundlagen für das Spitzenlose Durchlaufschleifen*; PhD Diss.; Tech. Hochschule; Aachen; 1980.
- [Mer65] Merritt H.E.; *Theory of self-excited machine-tool chatter. Contribution to machine-tool chatter research*; J. Manuf. Sci. Eng.; vol. 87, issue 4; 1965; pp. 447-454.
- [Mid91] Midha P.S., Zhu C.B., Trmal G.J.; *Optimum selection of grinding parameters using process modeling and knowledge based system approach*; J. Mater. Process. Technol.; vol. 28; 1991; pp. 189-198.
- [Miy72] Miyashita M.; *Unstable Vibration Analysis of Centreless Grinding System and Remedies for Its Stabilization*; CIRP Ann. – Manuf. Tech.; vol. 21/1; 1972; pp. 103-104.
- [Miy82] Miyashita M., Hashimoto F., Kanai A.; *Diagram for selecting chatter free conditions of centerless grinding*; CIRP Ann.; vol. 33, issue 1; 1982; pp. 221-223.
- [Mor07] Morgan M., Cai R., Guidotti A., Allanson D., Moruzzi J., Rowe W.B.; *Design and implementation of an intelligent grinding assistant system*; Int. J. Abras. Technol.; vol. 1; 2007; pp. 106-135.
- [Nie96] Nieto F.J.; *Estudio teórico y experimental del comportamiento dinámico de las rectificadoras sin centros en sus dos formas de operación: penetración y pasante*; PhD Thesis; E.S.I.I. San Sebastián; Universidad de Navarra; 1996.
- [Nie98] Nieto J., Etxabe J.M., Gimenez J.; *Influence of contact loss between workpiece and grinding wheel on the roundness errors in centreless grinding*; Int. J. Mach. Tool Manu.; vol. 38/10-11; 1998; pp. 1371-1398.
- [Oli08] Oliveira J.F.G., Franca T.V., Wang J.P.; *Experimental analysis of wheel/workpiece dynamic interactions in grinding*; CIRP Ann. – Manuf. Tech.; vol. 57; 2008; pp. 329–332.
- [Pet80] Peters J., Aerens R.; *Optimization procedure of three phase grinding cycles of series without intermediate dressing*; CIRP Ann. – Manuf. Technol.; vol. 29; 1980; pp. 195-200.
- [Pue13] Puerto P.; *Desarrollo de sistemas de control inteligente para incrementar la productividad de procesos de rectificado y asegurar la integridad superficial de la pieza*; PhD Thesis; Mondragon Unibertsitatea; Mondragon; 2013.
- [Que02] Queshi R.A., Mannan M.A., Drew S.J., Stone B.J.; *A comparison of grinding forces arising from oscillating workpiece speed and chip thickness*; Technical Paper – SME; MR02-170; 2002; pp. 1-8.
- [Ram98] Ramos J.; *Caracterización del comportamiento dinámico de máquinas-herramienta. Aplicación al rectificado cilíndrico de exteriores en penetración y al fresado frontal vertical*. PhD Thesis, Universidad de Navarra, 2011.
- [Ram01] Ramos J.C., Vinolas J., Nieto F.J.; *A simplified methodology to determine the cutting stiffness and the contact stiffness in the plunge grinding process*; Int. J. Mach. Tools Manuf.; vol. 41; 2001; pp. 33-49.
- [Ree67] Reeka D.; *On the relationship between the geometry of the grinding gap and the roundness error in centerless grinding*; PhD. Diss.; Aachen, Germany; 1967.

- [Row72] Rowe W.B., Richards D.L.; *Research note: geometric stability charts for the centerless grinding process*; J. Mech. Eng. Sci.; vol. 14, issue 2; 1972; pp. 155-158.
- [Row86] Rowe W., Bell W., Brough D.; *Optimization studies in high removal rate centreless grinding*; CIRP Ann.– Manuf. Technol.; vol. 35; 1986; pp. 235-238.
- [Row87] Rowe W., Bell W., Brough D.; *Limit charts for high removal rate centreless grinding*; Int. J. Mach. Tools Manuf.; vol. 27; 1987; pp. 15-25.
- [Row91] Rowe W.B., Allanson D.R., Pettit J.A., Moruzzi J.L., Kelly S.; *Intelligent CNC for grinding*; Proc. Inst. Mech. Eng.: Pt. B. J. Eng. Manuf.; vol. 205; 1991; pp. 233-239.
- [Row96] Rowe W.B., Li Y., Chen X., Mills B.; *An intelligent multiagent approach for selection of grinding conditions*; CIRP Ann. – Manuf. Technol.; vol. 46; 1997; pp. 233-238.
- [Rud11] Rudrapati R., Pal P.K., Bandyopadhyay A.; *Vibration in traverse cut cylindrical grinding – Experiments and analysis*; Adv. Mater. Res.; vol. 264; 2011; pp. 1124-1129.
- [Sal80] Saljé E., Mushardt H., Sherf E.; *Optimization of short grinding cycles*; CIRP Ann.– Manuf. Technol.; vol. 29, issue 2; 1980; pp. 477-495.
- [Sal83] Saljé E., Teiwes H., Heidenfelder H.; *Important results on external cylindrical plunge grinding with unusual workpiece peripheral speeds and speed ratios q in the range of 0.2 to 20000*; CIRP Ann.; vol. 32; 1983; pp. 241-246.
- [Sas02] Sastry S., Kapoor S.G., DeVor R.E.; *Floquet theory based approach for stability analysis of the variable speed face-milling process*; J. Manuf. Sci. Eng.; vol. 124; 2002; pp. 10-17.
- [Seo13] Kim P., Jung J., Lee S., Seok J.; *Stability and bifurcation analyses of chatter vibrations in a nonlinear cylindrical traverse grinding process*; J. Sound Vib.; vol. 332, issue 15; 2013; 3879-3896.
- [Sex78] Sexton J.S., Stone B.J.; *The stability of machining with continuously varying spindle speed*; CIRP Ann.; vol. 27, issue 1; 1978; pp. 312-326.
- [Sex81] Sexton J.S., Stone B.J.; *The Development of Ultrahard Abrasive Grinding Wheel which Suppresses Chatter*; CIRP Ann. – Manuf. Tech.; vol. 30(1); 1981; pp. 215-218.
- [Shi78] Shinuzu T., Inasaki I.; *Regenerative chatter during cylindrical traverse grinding*; Bull. Jpn. Soc. Precis. Eng.; vol. 21, issue 152; 1978; pp. 317-323.
- [Shi07] Shin Y.C., Choi T.; *Generalized intelligent grinding advisory system*; Int. J. Prod. Res.; vol 45, issue 8; 2007; pp. 1899-1932.
- [Sno68] Snoeys R., Wang I.C.; *Analysis of the static and dynamic stiffness of the grinding wheel surface*; Proc. 9th Int. Mach. Tool Des. Res. Conf.; Birmingham, 1968.
- [Sno69] Snoeys R., Brown D.; *Dominating parameters in grinding wheel and workpiece regenerative chatter*; Proc. 10th Int. Mach. Tool Des. Res. Conf.; 1969; pp. 325-348.
- [Sno74] Snoeys R., Peters J., Decneut A.; *The significance of chip thickness in grinding*; CIRP Ann.; vol. 23; 1974; pp. 227-237.

- [Sri78] Srinivasan K., Natchtgal C.L.; *Analysis and design of the machine tool chatter control systems using regeneration spectrum*; J. Dyn. Syst. Meas. Contr.; vol. 100, issue 3; 1978; pp. 191-200.
- [Sri81] Srinivasan K.; *Application of the regeneration spectrum method to workpiece regenerative chatter in grinding*; Proc. 9th N. Am. Manuf. Res. Conf.; 1981; pp. 283-289.
- [Sri82] Srinivasan K.; *Application of the regenerative spectrum method to wheel regenerative chatter in grinding*; ASME J. Eng. Ind.; vol. 104; 1982; pp. 46-54.
- [Tak78] Takayanagi K., Inasaki I., Yonetsu S.; *Regenerative chatter behavior during one cycle of cylindrical plunge grinding*; Bull. Jpn. Soc. Precis. Eng.; vol. 12, issue 3; 1978; pp. 121-126.
- [Tho74] Thompson R.A.; *On the doubly regenerative stability of a grinder*; Trans. ASME, J. Eng. Ind.; vol. 96; 1974; pp. 275.
- [Tho77] Thompson R.A.; *On the doubly regenerative stability of a grinder: the combined effect of wheel and workpiece speed*; ASME J. Eng. Ind.; vol. 99; 1977; pp. 237-241.
- [Tho86a] Thompson R.A.; *On the doubly regenerative stability of a grinder: the mathematical analysis of chatter growth*; ASME J. Eng. Ind.; vol. 108; 1986; pp. 83-92.
- [Tho86b] Thompson R.A.; *On the doubly regenerative stability of a grinder: the theory of chatter growth*; ASME J. Eng. Ind.; vol. 108; 1986; pp. 75-82.
- [Tho92] Thompson R.A.; *On the doubly regenerative stability of a grinder: the effect of contact stiffness and wave filtering*; ASME J. Eng. Ind.; vol. 114; 1992; pp. 53-60.
- [Til82] Tiliguzov G.V.; *Effectiveness of centerless grinding with variable workpiece speed*; Sov. Eng. Res.; vol. 2, issue 10; 1982; pp. 98-100.
- [Trm92] Trmal G.J., Zhu C.B., Midha P.S.; *An expert system for grinding process optimization*; J. Mater. Process. Technol.; vol. 33; 1992; pp. 507-517.
- [Tsa93] Tsao T.C., McCarthy M.W., Kapoor S.G.; *A new approach to stability analysis of variable speed machining systems*; Int. J. Mach. Tools Manuf.; vol. 33, issue 6; 1993; pp. 791-808.
- [Ven90] Venk S., Govind R.; *An expert system approach to optimization of the centerless grinding process*; CIRP Ann.; vol. 39; 1990; pp. 489-492.
- [Wec89] Weck M., Alldieck J.; *The originating mechanisms of wheel regenerative grinding vibration*; CIRP Ann.; vol. 38; 1989; pp. 381-384.
- [Wec97] Weck M., Hennes N.; *Dynamisches Prozessverhalten beim Aussenrundlangsschleifen. Jahrbuch Schleifen*; Honen, Lappen und Polieren; vol. 58; Ausgabe, Vulkan-Verlag, Essen, 1997.
- [Wec01] Weck M., Hennes N., Schulz A.; *Dynamic behavior of cylindrical traverse grinding processes*; CIRP Ann. – Manuf. Technol.; vol. 50, issue 1; 2001; pp. 213-216.
- [Xia93] Xiao G., Malkin S., Danai K.; *Autonomous system for multi-stage cylindrical grinding*; ASME J. Dyn. Syst. Meas. Control; vol. 115, issue 4; 1993; pp. 667-672.

- [Xia96] Xiao G., Malkin S.; *Online optimization for internal plunge grinding*; CIRP Ann. – Manuf. Technol.; vol. 45, issue 1; 1996; pp. 287-292.
- [Yan12] Yan Y., Xu J.; *Stability analysis of a transverse cylindrical grinding process*; Adv. Mater. Res.; vols. 479-481; 2012; pp. 1190-1193.
- [Yan14] Yan Y., Xu J., Wiercigroch M.; *Chatter in a traverse grinding process*; J. Sound and Vibration; vol. 333; 2014; pp. 937-953.
- [Zat08] Zatarain M., Bediaga I., Muñoa J., Lizarralde R.; *Stability of Milling Processes with Continuous Spindle Speed Variation: Analysis in the Frequency and Time Domains, and Experimental Correlation*; CIRP Ann. – Manuf. Tech.; vol. 57/1; 2008; pp. 379-384.
- [Zat15] Zatarain M., Alvarez J., Bediaga I., Munoa J., Dombovari Z.; *Implicit subspace iteration as an efficient method to compute milling stability lobe diagrams*; Int. J. Adv. Manuf. Technol.; vol. 77, issue 1; 2015; pp. 597-607.
- [Zho97] Zhou S.S.; *Improving workpiece roundness through centerless grinding cycle optimization*; CIRP Ann.; vol. 46; 1997; pp. 217-222.