

INFORMACION TECNOLOGICA

VOL 15 • N° 4 • 2004

SUMARIO (continuación)

Transporte y Logística

9. Modelado del Transporte de Distribución Mediante Programación Lineal Entera. *L. Ferrer, A.M. Coves y M.A. de los Santos (España)* 65
10. Modelado del Llenado de Vehículos con Cargas de Distintos Tamaños Mediante Programación Matemática Entera. *L. Ferrer, M.A. de los Santos y A.M. Coves (España)* 71
11. Metodología para la Evaluación del Rendimiento de la Cadena Logística. *J. Campos, C. Taboada (Brasil) y R. Chalmeta (España)* 77

Química y Aplicaciones

12. La Deposición a Subpotencial de Hidrógeno sobre Oro Policristalino. *G.M. Sustersic, D. Moreno y A.E. Von Mengershausen (Argentina)* 85
13. Estabilidad de Salchichas con Hidrocoloides y Emulsificantes. *N.A.G. Ramos, M.E. Farias, C. Almada y N. Crivaro (Argentina)* 91

Artículos Varios

14. Validez y Precisión de Correlaciones Empíricas Sencillas para el Cálculo de Entalpias de Exceso. *A. Mulero, I. Cachadiña y F. Cuadros (España)* 95
15. Influencia del Tamaño de Muestra en la Estimación del Factor de Lluvia. *R. C.A. Escalante y L. Reyes (Méjico)* 105

PROLOGO

Durante estos años de edición de nuestra revista hemos recibido algunos comentarios sobre el cobro que hacemos por publicación y sobre la dificultad que encuentran los investigadores para conseguir fondos que les permitan solventar estos gastos. Incluso hemos recibido opiniones de autores que dicen no entender por qué deben pagar por publicar su propio trabajo, cuando debieran ser los beneficiarios de dicha información quienes debieran asumir los costos de publicación. Sin embargo, el tema no es tan simple e involucra diversos aspectos sobre los que es conveniente reflexionar.

Existen muchas revistas que no cobran por publicación, existen las que cobran e incluso existen las que pagan a los autores. Afortunadamente, estos aspectos de pago nada tienen que ver con la calidad de la revista sino con las diversas formas en que los altos costos de edición y publicación son solventados por los editores y publicadores. Revistas que son publicadas por sociedades profesionales y agrupaciones científicas usualmente no cobran por publicación ya que el financiamiento proviene de otras varias fuentes de que disponen dichas organizaciones. Otras revistas, usualmente de tipo técnico más que científico, incluyen avisos de tipo comercial por los que cobran altos precios. Esto les permite en algunos casos distribuir la revista libre de costos de suscripción o incluso pagar alguna cantidad reducida a los autores.

Los autores que publican en revistas de alta cobertura son sin duda beneficiarios directos de la publicación. He aquí algunas razones: si un investigador publica, entonces es conocido en la comunidad investigadora nacional e internacional, obtiene con mayor facilidad recursos para sus proyectos, es llamado a exponer en congresos como conferencista invitado, logra formar redes de trabajos con otras instituciones, es llamado a formar parte de comités editoriales de revistas, es considerado como evaluador de las más importantes revistas del mundo, y está presente en el selecto grupo de investigadores que aporta al conocimiento científico y tecnológico que provee progreso y bienestar, fin ultimo de un buen trabajo de investigación.

Revistas como la nuestra, que no disponen de otros ingresos o que reciben incentivos insuficientes para cubrir todos los gastos involucrados en la edición e impresión de la revista, deben realizar cobros por publicación a los propios autores. Afortunadamente, la mayoría de las fuentes de financiamiento para proyectos de investigación, que disponen los investigadores, incluyen entre los gastos de operación los "costos de publicación". En estos gastos se puede incluir desde confección de fotos, figuras y micrografías hasta los cargos que algunas revistas hacen por página publicada. Usualmente se acepta hasta un 10% de los gastos de operación para este concepto de costos de publicación.

Siendo "Información Tecnológica" la única revista de este tipo en Ibero América (internacional, periódica, arbitrada, indizada, y multidisciplinaria), creemos que lo publicado en ella representa en forma bastante fiel el avance de la investigación científica y tecnológica en nuestros países iberoamericanos. Hemos mantenido la misma buena calidad por todos estos años y hemos difundido la revista por todos los medios posibles para aumentar su impacto. Y aunque los costos de edición y publicación han aumentado, hemos mantenido el mismo valor por página durante varios años. En la actual situación de aceptación y reconocimiento nacional e internacional para con nuestra revista, mantendremos el mismo cargo de publicación. Esperamos así, seguir contando con el apoyo de los más de 4500 investigadores iberoamericanos que han publicado en nuestra revista y que saben de nuestro esfuerzo por difundir en la forma más amplia posible sus trabajos.

El Editor



INFORMACION TECNOLOGICA es un servicio del Centro de Información Tecnológica (CIT: Casilla de Correos 724, Fax 56-51-210496, La Serena-Chile). Este servicio es de circulación restringida y está prohibida su venta a terceros como también la reproducción total o parcial con fines comerciales. Los artículos presentados en esta Revista corresponden a trabajos originales enviados por los autores y que han sido aceptados para publicación por un Comité, Editorial y un Comité de Arbitros. El Centro de Información Tecnológica no se hace responsable de las opiniones contenidas en los artículos, responsabilidad que recae en los autores de los mismos.

"Información Tecnológica" es apoyada por un subsidio del Fondo de Publicación de Revistas Científicas de la Comisión Nacional de Investigación Científica y Tecnológica (CONICYT) de Chile.

EDITOR

José O. Valderrama
Chile

CO-EDITOR

Carlos J. Rojas
Chile

EDITORES ASOCIADOS

Javier Alvarez Junta de Castilla y León (España)	Miguel A. Lozano Univ. de Zaragoza (España)
Aldo Bocaccini Imperial College of Sc., Tech. and Medicine (U.K.)	Perfecto Maríño Univ. de Vigo (España)
Alberto Cardona INTEC (Argentina)	Ana M. Miglierina Univ. Nacional del Sur (Argentina)
Luis Cedeño Univ. Nacional Autónoma de México (México)	Raúl Moral Univ. Miguel Hernández (España)
Angel Cobo Univ. de Cantabria (España)	Milton Mori Univ. Estatal de Campinas (Brasil)
José L. Contreras Univ. Autón. Metropolitana Azcapotzalco (México)	Irma Pennacchiotti Univ. de Chile (Chile)
Sebastián N. Delgado Univ. de la Laguna (España)	Juan M. Sánchez The University of Texas (U.S.A.)
Simón J. Fygueroa Univ. de Los Andes (Venezuela)	Valder Steffen Jr. Univ. Federal de Uberlândia (Brasil)
José L. González Universidad de Córdoba (España)	Arturo Trejo Inst. Mexicano del Petróleo (México)
Bulent Kozanoglu Univ. de las Américas Puebla (México)	Richard Vázquez-Román Inst. Tecnológico de Celaya (México)

EDITORES ASESORES

Cristóbal N. Aguilar Univ. Autónoma de Coahuila (Méjico)	Fernando H. Magnago Univ. Nacional de Río Cuarto (Argentina)
Jesús M. Blanco Univ. del País Vasco (España)	Gonzalo Martínez Inst. Tecnológico de Zacatepec (Méjico)
Carlos G. Camurri Universidad de Concepción (Chile)	Juan F. Ortega Univ. de Castilla-La Mancha (España)
Manuel Cordeiro Univ. de Tras-os-Montes e Alto Douro (Portugal)	José I. Pedrero Univ. Nacional de Educación a Distancia (España)
Ignacio Crivelli Universidad de Nápoles (Italia)	Stella M. Reginensi Universidad de la República (Uruguay)
Raquel Flórez Univ. de León (España)	Araceli Tomasini Univ. Autón. Metropolitana Iztapalapa (Méjico)
Julia de la Montaña Univ. de Vigo (España)	Zita A. Vale Inst. Politécnico de Porto (Portugal)
Rosa M. Hernández Univ. del País Vasco (España)	Jorge F. Vélez Univ. de Las Américas - Puebla (Méjico)
Juan A. López-Ramírez Universidad de Cádiz (España)	Iñigo Verdalet Universidad Veracruzana (Méjico)
Reinaldo Mancini Centro Inv. Materiales y Metrología (Argentina)	Paloma Virseda Univ. Pública de Navarra (España)

INFORMACION TECNOLOGICA

VOL 15 • N° 4 • 2004

SUMARIO (continuación)

Transporte y Logística

9. Modelado del Transporte de Distribución Mediante Programación Lineal Entera. *L. Ferrer, A.M. Coves y M.A. de los Santos (España)* 65
10. Modelado del Llenado de Vehículos con Cargas de Distintos Tamaños Mediante Programación Matemática Entera. *L. Ferrer, M.A. de los Santos y A.M. Coves (España)* 71
11. Metodología para la Evaluación del Rendimiento de la Cadena Logística. *J. Campos, C. Taboada (Brasil) y R. Chalmeta (España)* 77

Química y Aplicaciones

12. La Deposición a Subpotencial de Hidrógeno sobre Oro Policristalino. *G.M. Sustersic, D. Moreno y A.E. Von Mengershausen (Argentina)* 85
13. Estabilidad de Salchichas con Hidrocoloides y Emulsificantes. *N.A.G. Ramos, M.E. Farias, C. Almada y N. Crivaro (Argentina)* 91

Artículos Varios

14. Validez y Precisión de Correlaciones Empíricas Sencillas para el Cálculo de Entalpias de Exceso. *A. Mulero, I. Cachadiña y F. Cuadros (España)* 95
15. Influencia del Tamaño de Muestra en la Estimación del Factor de Lluvia. *R. C.A. Escalante y L. Reyes (Méjico)* 105

PROLOGO

Durante estos años de edición de nuestra revista hemos recibido algunos comentarios sobre el cobro que hacemos por publicación y sobre la dificultad que encuentran los investigadores para conseguir fondos que les permitan solventar estos gastos. Incluso hemos recibido opiniones de autores que dicen no entender por qué deben pagar por publicar su propio trabajo, cuando debieran ser los beneficiarios de dicha información quienes debieran asumir los costos de publicación. Sin embargo, el tema no es tan simple e involucra diversos aspectos sobre los que es conveniente reflexionar.

Existen muchas revistas que no cobran por publicación, existen las que cobran e incluso existen las que pagan a los autores. Afortunadamente, estos aspectos de pago nada tienen que ver con la calidad de la revista sino con las diversas formas en que los altos costos de edición y publicación son solventados por los editores y publicadores. Revistas que son publicadas por sociedades profesionales y agrupaciones científicas usualmente no cobran por publicación ya que el financiamiento proviene de otras varias fuentes de que disponen dichas organizaciones. Otras revistas, usualmente de tipo técnico más que científico, incluyen avisos de tipo comercial por los que cobran altos precios. Esto les permite en algunos casos distribuir la revista libre de costos de suscripción o incluso pagar alguna cantidad reducida a los autores.

Los autores que publican en revistas de alta cobertura son sin duda beneficiarios directos de la publicación. He aquí algunas razones: si un investigador publica, entonces es conocido en la comunidad investigadora nacional e internacional, obtiene con mayor facilidad recursos para sus proyectos, es llamado a exponer en congresos como conferencista invitado, logra formar redes de trabajos con otras instituciones, es llamado a formar parte de comités editoriales de revistas, es considerado como evaluador de las más importantes revistas del mundo, y está presente en el selecto grupo de investigadores que aporta al conocimiento científico y tecnológico que provee progreso y bienestar, fin ultimo de un buen trabajo de investigación.

Revistas como la nuestra, que no disponen de otros ingresos o que reciben incentivos insuficientes para cubrir todos los gastos involucrados en la edición e impresión de la revista, deben realizar cobros por publicación a los propios autores. Afortunadamente, la mayoría de las fuentes de financiamiento para proyectos de investigación, que disponen los investigadores, incluyen entre los gastos de operación los "costos de publicación". En estos gastos se puede incluir desde confección de fotos, figuras y micrografías hasta los cargos que algunas revistas hacen por página publicada. Usualmente se acepta hasta un 10% de los gastos de operación para este concepto de costos de publicación.

Siendo "Información Tecnológica" la única revista de este tipo en Ibero América (internacional, periódica, arbitrada, indizada, y multidisciplinaria), creemos que lo publicado en ella representa en forma bastante fiel el avance de la investigación científica y tecnológica en nuestros países iberoamericanos. Hemos mantenido la misma buena calidad por todos estos años y hemos difundido la revista por todos los medios posibles para aumentar su impacto. Y aunque los costos de edición y publicación han aumentado, hemos mantenido el mismo valor por página durante varios años. En la actual situación de aceptación y reconocimiento nacional e internacional para con nuestra revista, mantendremos el mismo cargo de publicación. Esperamos así, seguir contando con el apoyo de los más de 4500 investigadores iberoamericanos que han publicado en nuestra revista y que saben de nuestro esfuerzo por difundir en la forma más amplia posible sus trabajos.

El Editor



INFORMACION TECNOLOGICA es un servicio del Centro de Información Tecnológica (CIT: Casilla de Correos 724, Fax 56-51-210496, La Serena-Chile). Este servicio es de circulación restringida y está prohibida su venta a terceros como también la reproducción total o parcial con fines comerciales. Los artículos presentados en esta Revista corresponden a trabajos originales enviados por los autores y que han sido aceptados para publicación por un Comité, Editorial y un Comité de Arbitros. El Centro de Información Tecnológica no se hace responsable de las opiniones contenidas en los artículos, responsabilidad que recae en los autores de los mismos.

"Información Tecnológica" es apoyada por un subsidio del Fondo de Publicación de Revistas Científicas de la Comisión Nacional de Investigación Científica y Tecnológica (CONICYT) de Chile.

EDITOR

José O. Valderrama
Chile

CO-EDITOR

Carlos J. Rojas
Chile

EDITORES ASOCIADOS

Javier Alvarez Junta de Castilla y León (España)	Miguel A. Lozano Univ. de Zaragoza (España)
Aldo Bocaccini Imperial College of Sc., Tech. and Medicine (U.K.)	Perfecto Maríño Univ. de Vigo (España)
Alberto Cardona INTEC (Argentina)	Ana M. Miglierina Univ. Nacional del Sur (Argentina)
Luis Cedeño Univ. Nacional Autónoma de México (México)	Raúl Moral Univ. Miguel Hernández (España)
Angel Cobo Univ. de Cantabria (España)	Milton Mori Univ. Estatal de Campinas (Brasil)
José L. Contreras Univ. Autón. Metropolitana Azcapotzalco (México)	Irma Pennacchiotti Univ. de Chile (Chile)
Sebastián N. Delgado Univ. de la Laguna (España)	Juan M. Sánchez The University of Texas (U.S.A.)
Simón J. Fygueroa Univ. de Los Andes (Venezuela)	Valder Steffen Jr. Univ. Federal de Uberlândia (Brasil)
José L. González Universidad de Córdoba (España)	Arturo Trejo Inst. Mexicano del Petróleo (México)
Bulent Kozanoglu Univ. de las Américas Puebla (México)	Richard Vázquez-Román Inst. Tecnológico de Celaya (México)

EDITORES ASESORES

Cristóbal N. Aguilar Univ. Autónoma de Coahuila (Méjico)	Fernando H. Magnago Univ. Nacional de Río Cuarto (Argentina)
Jesús M. Blanco Univ. del País Vasco (España)	Gonzalo Martínez Inst. Tecnológico de Zacatepec (Méjico)
Carlos G. Camurri Universidad de Concepción (Chile)	Juan F. Ortega Univ. de Castilla-La Mancha (España)
Manuel Cordeiro Univ. de Tras-os-Montes e Alto Douro (Portugal)	José I. Pedrero Univ. Nacional de Educación a Distancia (España)
Ignacio Crivelli Universidad de Nápoles (Italia)	Stella M. Reginensi Universidad de la República (Uruguay)
Raquel Flórez Univ. de León (España)	Araceli Tomasini Univ. Autón. Metropolitana Iztapalapa (Méjico)
Julia de la Montaña Univ. de Vigo (España)	Zita A. Vale Inst. Politécnico de Porto (Portugal)
Rosa M. Hernández Univ. del País Vasco (España)	Jorge F. Vélez Univ. de Las Américas - Puebla (Méjico)
Juan A. López-Ramírez Universidad de Cádiz (España)	Iñigo Verdalet Universidad Veracruzana (Méjico)
Reinaldo Mancini Centro Inv. Materiales y Metrología (Argentina)	Paloma Virseda Univ. Pública de Navarra (España)

Propuesta General y Flexible para Planificación de Procesos Asistida por Computador

F. González, S.C. Gutiérrez y A. Meseguer

Univ. Politécnica Valencia, Dpto. Ingeniería Mecánica y de Materiales, Camino de Vera s/n,
46022 Valencia-España (e-mail: fgonzaco@mcm.upv.es)

Resumen

En este trabajo se propone una metodología y una arquitectura apropiada para la generación de sistemas flexibles para la planificación de procesos asistidos por computador (CAPP) en piezas mecanizadas. En la metodología del trabajo se da importancia a los siguientes factores: la arquitectura del sistema, la metodología de planificación y los modelos de información utilizados para almacenar datos y conocimiento. Los resultados han sido aplicados en el sistema GF-CAPP. Se concluye que el desarrollo del prototipo GF-CAPP, basado en esta propuesta y probado sobre distintos entornos productivos y diferentes piezas, ha demostrado ser viable y con buenas cualidades.

General and Flexible Methodology and Architecture for Computer-Aided Process Planning

Abstract

The present study proposes a methodology and architecture appropriate for the generation of flexible systems for computer-aided process planning systems (CAPP) for mechanized parts. The method proposed gives importance to the following factors: system architecture, planning methodology, and information modules used for storage of data and knowledge. The results have been applied to the GF-CAPP system. It is concluded that the development of the GF-CAPP prototype, based on the present proposal and applied over a great variety of parts and production media, has proven to be viable and to have useful characteristics.

Keywords: computer-aided process planning, flexible manufacturing, machining processes, CAPP

INTRODUCCIÓN

Los sistemas integrados de fabricación se ven afectados seriamente por la falta de generalizada de los sistemas CAPP, que trabajen conjuntamente con el resto de aplicaciones CAD, CAM y PP&C (Marri et al., 1998; ElMaragh, 1993; Alting y Zhang, 1989), para obtener mayor rendimiento del sistema productivo. Esta carencia supone además de dificultar la integración, un escaso aprovechamiento de las ventajas del computador en estas tareas. Estas ventajas pueden llevar, además de disminuir los tiempos de lanzamiento de la fabricación de un nuevo producto, a una mejor gestión del funcionamiento del sistema productivo, dado que en esta tarea se genera información de partida para la PP&C.

Tradicionalmente se han utilizado dos tipos de planteamientos en el desarrollo de los sistemas CAPP, inicialmente el variante y posteriormente el generativo. Este trabajo se va a centrar en el planteamiento generativo, que pretende la generación específica y automática de los planes de proceso.

En cualquiera de los desarrollos realizados bajo estos planteamientos, sobre todo los generativos, se ha abordado el problema restringiéndose a familias de piezas y recursos productivos concretos, consiguiendo con ello disminuir la dificultad del problema (Smith et al., 1992). Sin embargo, esto ha llevado a una falta de generalidad y flexibilidad de los sistemas CAPP que dificulta aún más su aplicación industrial generalizada (ElMaragh, 1993).

Todo lo anterior implica la necesidad del desarrollo de sistemas CAPP con un alto grado de generalidad y flexibilidad, que permitan su aplicación a cualquier conjunto de medios productivos. En este sentido se han realizado muchos esfuerzos, como el trabajo con elementos de mecanizado (Allada y Anand, 1995), que han supuesto un gran avance, pero todavía quedan muchos aspectos que resolver. Se pueden destacar como puntos clave la metodología de planificación, la arquitectura del sistema (Van Houten y Van't Erve, 1988) y los sistemas de información (Lutters et al., 1999).

En este trabajo se propone una metodología y una arquitectura apropiada para la generación de sistemas CAPP generales y flexibles, considerando el desarrollo de planes alternativos. Esta propuesta ha sido implementada en el sistema GF-CAPP.

ARQUITECTURA

Se ha constatado en un gran número de trabajos (Lutters et al., 1999) que la falta de generalidad y flexibilidad de los sistemas CAPP se debe en parte, a la imposibilidad de adaptación de las estructuras de información del mismo a la diversidad y evolución de los medios productivos. Uno de los aspectos a considerar en la arquitectura es que los sistemas de información disponibles en la empresa no tienen porqué ser apropiados para el CAPP.

La arquitectura propuesta para el sistema CAPP (Figura 1), da soporte a la metodología y su diseño se ha efectuado con el objetivo de independizar, desde el punto de vista de la información, el sistema CAPP del entorno de fabricación.

La arquitectura considera una base de datos interna en la que se establecen estructuras de información específicas para CAPP (González y Rosado, 2004). El interfaz de bases de datos permite la comunicación con las estructuras de datos externas. Esta idea ha sido utilizada en trabajos anteriores como el sistema PART (Van Houten y Van't Erve, 1988), pero su capacidad aumenta con la utilización de sistemas de información capaces de representar de una manera general y flexible el producto, los medios productivos y el plan de proceso.

CAPP

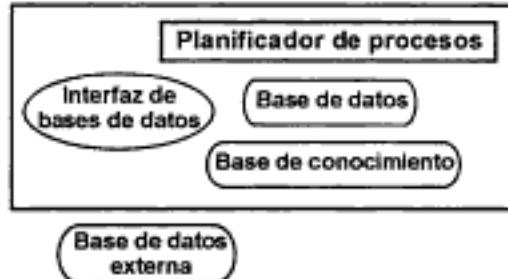


Fig. 1: Arquitectura propuesta

METODOLOGÍA PROPUESTA PARA PLANIFICACIÓN DE PROCESOS

La metodología describe el procedimiento para la determinación del plan de proceso de una pieza, e influye de forma muy relevante en el grado de generalidad y flexibilidad (Van Houten y Van't Erve, 1988). Una metodología adecuada establecerá las funciones a rea-

lizar, que deben ser simples, y la forma de ir construyendo el plan, aspecto que resulta muy importante cuando no se pretende generar un solo plan, sino un conjunto de planes alternativos.

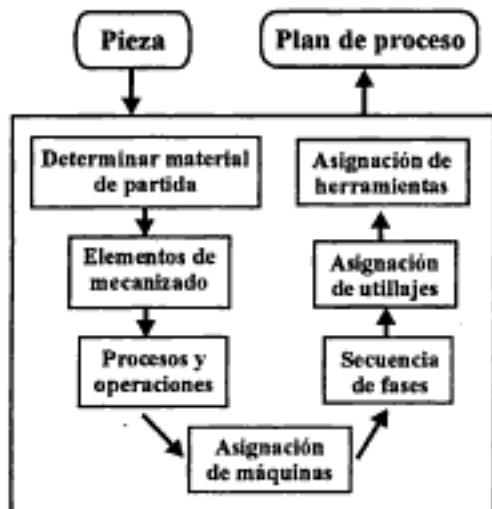


Fig. 2: Metodología propuesta para CAPP

La metodología está influida por los datos de entrada (datos de la pieza) y los datos de salida o esquema del plan de proceso necesario en PP&C. Los datos de la pieza se modelan bien con modelos CAD tradicionales, o bien mediante modelos de elementos característicos (Kirtsis, 1995), que al no ser apropiados para la calidad, necesitan modelos paralelos para representar estas especificaciones (ISO 10303-224, 1997). En relación a los datos de salida, tradicionalmente la función de PP&C requiere de una estructuración y secuenciación del plan de proceso en tres niveles: fases o máquinas, subfases o utilajes y el nivel de operaciones.

El esquema de la metodología propuesta se muestra en la Figura 2, siendo sus diferentes etapas las siguientes:

- *Material de partida*. Consiste en la determinación del material de partida o bruto requerido para el mecanizado de la pieza, considerando para ello otros procesos de conformado: moldeo, deformación plástica, corte, soldadura, etc. Es por tanto una función de planificación de procesos para procesos distintos de los de mecanizado, que corresponde con una planificación genérica o macroplan, previa al mecanizado.

- *Elementos de mecanizado*. Esta etapa consiste en establecer a partir del modelo de entrada de la pieza, el modelo que utilizará el sistema para trabajar. Este modelo consiste

en la definición de la pieza mediante elementos de mecanizado. Se consideran los elementos simples de la normativa ISO (ISO 10303-224, 1997), pero empleando además una caracterización global e individual para cada elemento, que describe su calidad, accesibilidad, posición relativa a la pieza, etc. De esta manera no es necesaria ninguna información adicional para la asignación de los recursos productivos, y las funciones a tal fin son simples y generales.

- *Asignación de procesos y operaciones*. Partiendo de la información anterior, se determinan los procesos que tecnológicamente pueden obtener (total o parcialmente) un elemento, así como las operaciones necesarias de estos procesos (desbaste acabado, etc.). Por lo tanto se realiza una asignación de los procesos sin considerar las máquinas y utilajes. Esto requiere modelar las capacidades de los procesos y sus operaciones mediante márgenes de capacidad, que consideren las máquinas, utilajes y herramientas que le dan soporte. Las distintas alternativas se ordenan y compatibilizan tal y como se muestra en la Figura 3.

- *Asignación de Máquinas*. Para cada uno de los procesos y operaciones alternativos propuestos en cada elemento de mecanizado de la pieza, se determinan todas las posibles máquinas. Con ello se abre el abanico de todas las soluciones del problema al nivel de fases o máquinas, que habitualmente es el recurso crítico. La asignación de máquinas sin la consideración de los utilajes y las herramientas, requiere de un modelado de las capacidades de la máquina que contempla el conjunto de utilajes y herramientas disponibles.

Elementos de la pieza	Operaciones necesarias	Procesos alternativos
Elemento 1	Desbaste	Torneado Fresado
	Acabado	Torneado Rectificado
Elemento 2	---	

Fig. 3: Operaciones necesarias y procesos alternativos

- *Secuenciación de fases*. Previamente a la asignación de los recursos de bajo nivel se procede a la determinación de las secuencias de fases más apropiadas. Antes se detectan las precedencias que deben cumplir las

operaciones. Fijadas estas precedencias se aplica un algoritmo general de formación y secuenciación de fases, que genera secuencias alternativas optimizadas en número de fases y coste.

- **Secuenciación de subfases.** Para cada una de las fases obtenidas en el punto ante-rior se establecen los posibles amarres o subfases alternativos. Algunas de las alter-nativas de secuencias de fases propuestas ante-riormente podrán ser rechazadas por problemas en el amarre. Sin embargo el cum-plimiento de las especificaciones de las exi-gencias de calidad está garantizado por los pasos anteriores, debiendo existir el utilaje con la calidad requerida.

- Secuenciación de operaciones. Para finalizar, en cada subfase se resuelve el problema de asignación de herramientas a las operaciones, así como su secuenciación para disminuir el número de herramientas, cambios y reglajes.

La metodología propuesta está respaldada por unos modelos de información genéricos que permiten la definición de la pieza en base a elementos de mecanizado, la definición de los recursos productivos y sus capacidades, y la definición de los procesos a considerar.

Estos modelos se convierten, junto con la pro-

pia metodología en un elemento clave para permitir la aplicación del sistema a distintos entornos productivos, con distintas formas y geometría de piezas.

RESULTADOS

El prototipo GF-CAPP ha sido desarrollado según la propuesta realizada, hasta el nivel de fases, por ser el nivel más crítico de la planificación de procesos. La bondad de los planes generados por GF-CAPP ha sido comprobada a los niveles de utilajes y herramientas. Se han considerado tanto los procesos de mecanizado como otros procesos habituales: tratamientos térmicos, procesos de recubrimiento y limpieza superficial, etc.

La generalidad respecto al producto le permite tratar cualquier pieza mecanizable y sus exigencias de calidad. El sistema ha sido probado con distintas piezas en las que se han considerado diferentes formas, especificaciones de calidad y preformas. El ejemplo de la Figura 4 muestra una pieza con una preforma compleja de soldadura, la Figura 5 es una pieza de calidad basada en una preforma de fundición, por último la Figura 6 muestra el caso de una pieza con altas especificaciones de calidad. Además se ha comprobado que el sistema determina correctamente el plan de proceso en diferentes medios productivos.

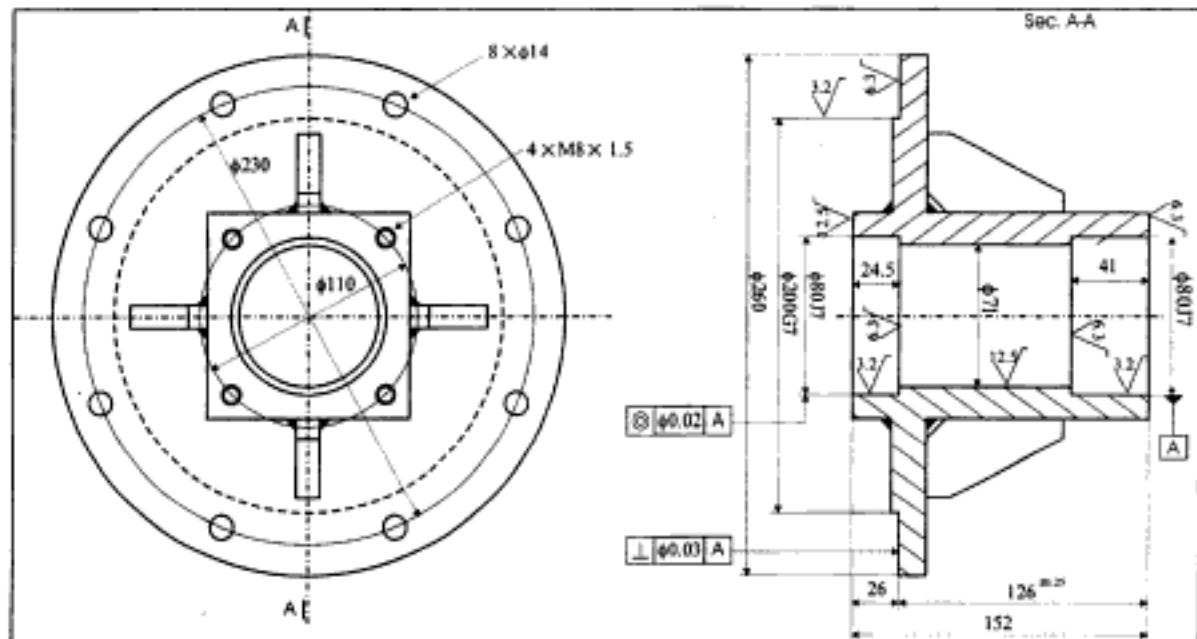


Fig. 4: Soporte para eje

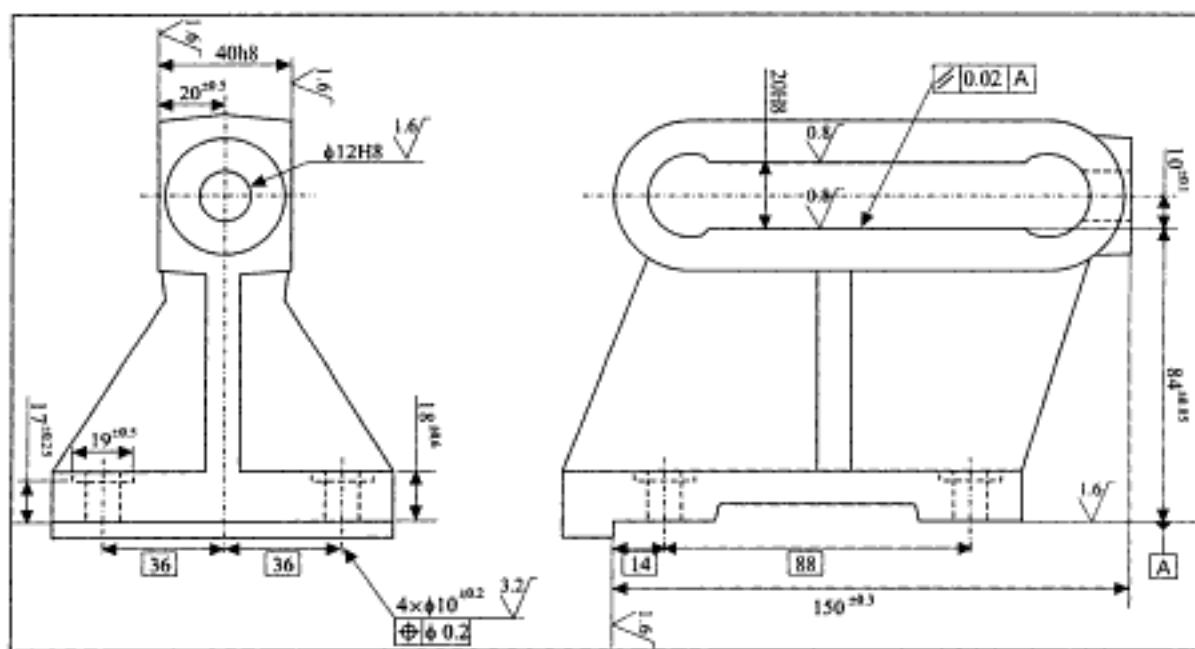


Fig. 5: Soporte para deslizadera

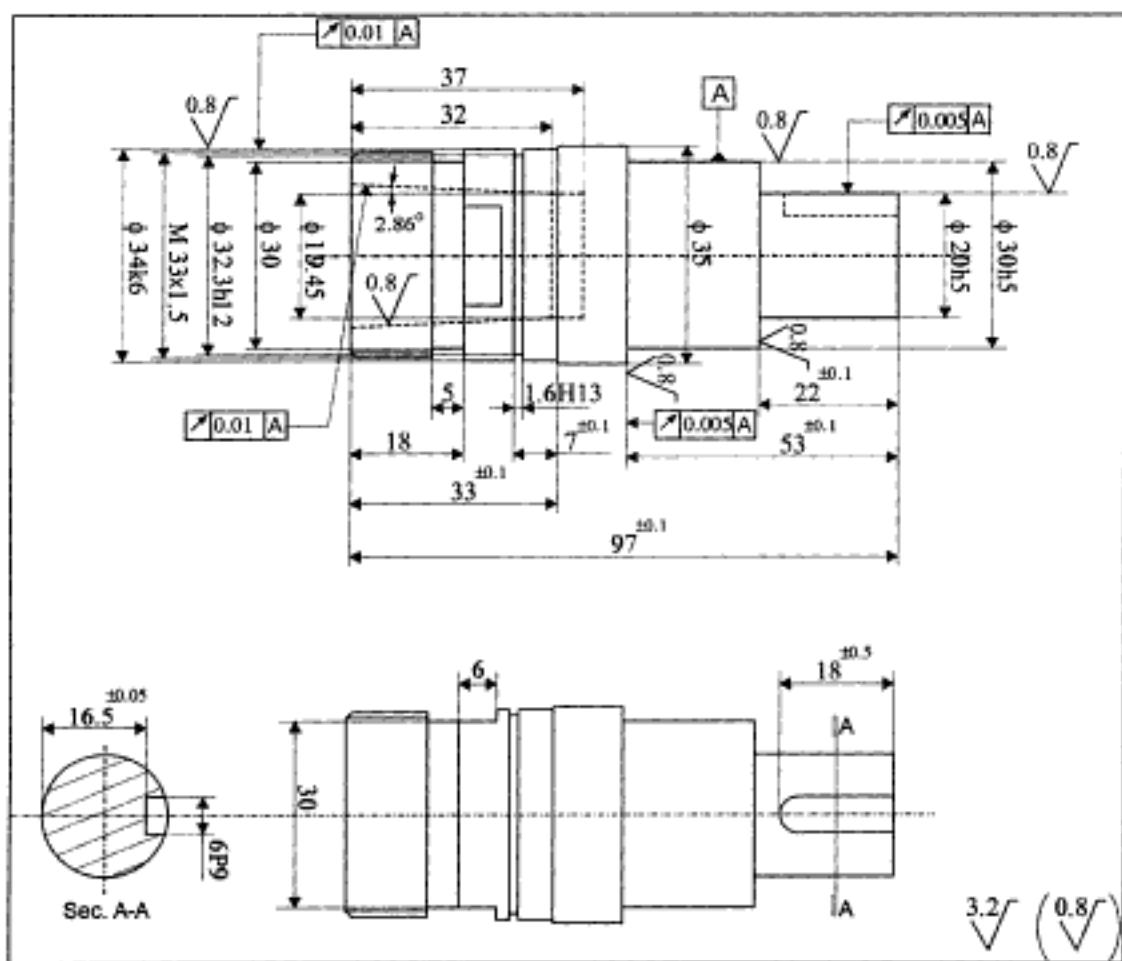


Fig. 6: Eje de alta precisión

Los planes de proceso propuestos por GF-CAPP consideran las secuencias de fases alternativas para realizar las piezas, con mejores cualidades desde el punto de vista de los criterios de coste y número de fases, garantizando al mismo tiempo la capacidad de las mismas.

DISCUSIÓN

El objetivo de la generalidad y la flexibilidad respecto al producto se ha conseguido, dado que el sistema no tiene ningún problema en resolver cualquier pieza, por muy compleja que esta sea. Los sistemas publicados en la bibliografía se ciñen habitualmente a piezas pertenecientes a unas familias concretas de piezas, es decir con una geometría similar (Li et al., 2003).

La generalidad respecto a los medios productivos es posible gracias a los modelos de información generales para la representación de estos recursos. La implantación en unos medios productivos concretos requiere de los datos o modelos de capacidad de los recursos productivos (procesos, operaciones y máquinas).

El sistema está dotado de un conjunto de procesos y operaciones habituales, modelados con un conocimiento basado en reglas, que corresponde a un patrón general. Esto permite la fácil inclusión de nuevos procesos y operaciones, actuando sobre la base de conocimiento y modelando sus especificaciones relativas a capacidades.

CONCLUSIONES

La propuesta realizada para planificación de procesos tiene como principales características la generalidad y la flexibilidad frente al producto y los medios productivos, que le confieren la posibilidad de ser estandarizable de cara a la implantación industrial generalizada. Estas características se basan en la metodología de planificación propuesta, la estructuración funcional, la utilización de modelos de información generales y en los procedimientos funcionales generales. El desarrollo del prototipo GF-CAPP basado en esta propuesta, y probado sobre distintos entornos productivos y diferentes piezas, ha demostrado la viabilidad de la misma y sus buenas cualidades.

REFERENCIAS

Allada, V. y S. Anand, Feature-based modelling approaches for integrated manufacturing: state-of-the-art survey and future research directions, *Int. Jour. of Computer Integrated Manufacturing*, 8 (6) 411-440 (1995).

Alting, L. y H. Zhang, Computer aided process planning: the state-of-the-art survey, *International Journal of Production Research*, 27 (4), 553-585 (1989).

ElMaraghy, H.A., Evolution and future perspectives of CAPP, *Annals of the CIRP*, Vol. 42 (2), 739-751 (1993).

González, F. y P. Rosado, General information model for representing manufacturing features in CAPP systems, *International Journal of Production Research*, 42 (9), 1815-1842 (2004).

ISO 10303-224; Mechanical product definition for process planning using machining features, (1997).

Kiritsis, D., A review of knowledge-based expert systems for process planning. Methodologies and problems, *International Journal of advanced manufacturing technology*, 10, 240-262 (1995).

Lutters, D.; C. Wijnker; H.J.J. Kals, Information Management in Process Planning, *Annals of the CIRP*, 48 (1), 385-388 (1999).

Marri, H.B., A. Gunasekaran, R.J. Grieve, Computer aided process planning: a state of art. *International Journal of advanced manufacturing technology*, *International Journal of advanced manufacturing technology*, 14, 261-268 (1998).

Li, W.D.; S.K. Ong; A.Y.C. Nee, Hybrid genetic algorithm and simulated annealing approach for the optimization of process plans for prismatic parts, *International Journal of Production Research*, 40 (8) 1899-1922 (2002).

Smith, J.S.; P.H. Cohen; J.W. Davis; S.A. Irani, Process plan generation for sheet metal parts using an integrated feature-based expert system approach, *International Journal of Production Research*, 30 (5) 1175-1190 (1992).

Van Houten, F.J.A.M. y A.H. Van't Erve, PART, a parallel approach to Computer Aided Process Planning, *Proceeding of the CAPE 4*, Edinburgh (1988).

Modelado de Información para la Caracterización de Utillaje en un Sistema de Planificación de Procesos Asistido por Computador

E. Muñoz, P. Rosado y F. González

Univ. Politécnica de Valencia, Dpto. de Ingeniería Mecánica y de Materiales, Camino de Vera s/n, 46022 Valencia-España (e-mail: emudom@mcm.upv.es)

Resumen

Este trabajo tiene como objetivo establecer una metodología que permita analizar la validez de un utillaje propuesto dentro de un sistema de planificación de procesos asistido por ordenador (CAPP). El utillaje se ha definido como un montaje de elementos que determina la unión entre la pieza y la máquina donde se mecaniza. El utillaje se estudió desde el punto de vista funcional (localización, orientación y sujeción de la pieza), desarrollando una propuesta de modelo de información que permite su caracterización, genérica e independiente del tipo de elementos que lo forman, así como algoritmos y procedimientos que permitan analizarlo, asegurando la estabilidad y sujeción de la pieza. Se concluye que el modelo propuesto y desarrollado en este trabajo, permite una caracterización genérica e independiente del tipo de elementos que forman el utillaje.

Modeling Information to Characterize Fixtures in a Computer-Aided Process Planning System

Abstract

The objective of this paper is to establish a methodology which permits the analysis and validation of a fixture in computer-aided process planning (CAPP). The fixture has been defined as an assembly of various elements creating the link between the piece and the equipment by which it will be machined. The fixture was studied from the functional point of view (location, orientation and clamping of the piece). An information model was developed and proposed which permitted generic characterization, independently of the formative elements of the fixture, as well as algorithms and procedures which allow its analysis to assure stability in the clamping of the piece. It is concluded that the model proposed and developed in this work allows generic characterization which is independent of the elements forming the fixture.

Keywords: fixtures, computer-aided process planning, information model, systematic methodology

INTRODUCCIÓN

La planificación de procesos se puede definir como la tarea de preparar las instrucciones necesarias para fabricar una pieza. En particular, para trabajos de mecanizado, establece el proceso de fabricación, las máquinas-herramienta y las herramientas a utilizar, los parámetros de mecanizado y los útiles de localización y amarre de las piezas. La determinación del número de amarres, los utilajes necesarios para cada uno, así como la selección de superficies de referencia y sujeción constituyen la planificación de utilajes y es una importante tarea dentro de la planificación de procesos (Boerma y Kals, 1989). Además, es una de las decisiones más difíciles de automatizar (Senthil y Nee, 1992) debido a la naturaleza empírica del dominio de su conocimiento y a la falta de una metodología formalizada. De hecho, ha sido incluida en muy pocos Sistemas de Planificación de Procesos Asistida por Computador (CAPP) (ElMaraghy y Agerman 1993).

Las implicaciones económicas del diseño y fabricación de los utilajes son importantes, su coste puede alcanzar entre un 10 y un 20% del coste total de fabricación (Bi y Zhang, 2001), si bien, la tendencia debería ser la utilización de utilajes flexibles. La planificación de utilajes, tradicionalmente se ha basado en la experiencia, y la investigación reciente (Hargrove y Kusiak, 1994) se ha centrado en aspectos concretos del diseño de utilajes, observándose la falta de herramientas de síntesis que permitan automatizar el proceso de diseño y planificación de utilajes. Un sistema de planificación de utilajes debería estar integrado con el sistema de planificación de procesos (Chang, 1992).

La necesidad de validar el utilaje propuesto para la fabricación de una pieza dentro de un sistema CAPP, exige desarrollar una metodología para la planificación automática de utilajes que permita analizarlo. Con este objetivo, en el presente trabajo se ha desarrollado un modelo para caracterizarlo genéricamente desde el punto de vista funcional, así como el desarrollo de unos algoritmos y procedimientos que permitan analizarlo, asegurando la estabilidad y sujeción de la pieza durante el mecanizado. Toda la información necesaria para su caracterización se ha representado en una propuesta de modelo de información, expresado en base a la norma ISO 10303, conocida como STEP, cuyas estructuras se escriben

en lenguaje EXPRESS, y que puede ser integrado en un sistema CAPP.

METODOLOGÍA DE ANÁLISIS EN LA PLANIFICACIÓN DE UTILAJES

El modelo desarrollado para caracterizar el utilaje, se ha centrado en su función principal, como elemento que localiza y orienta la pieza respecto al sistema de referencia de la máquina, y elimina los grados de libertad (g.d.l) de la pieza. Además, esa localización y orientación debe mantenerse durante el mecanizado, asegurando la estabilidad y sujeción de la pieza. Para ello se ha desarrollado un algoritmo que estudia la estabilidad de sujeción de la localización isostática de la pieza, así como unos procedimientos para comprobar el equilibrio estático de todas las fuerzas que aparecen en el mecanizado. El modelo, algoritmo y procedimientos permitirán analizar y determinar la validez del utilaje.

Análisis funcional del utilaje

El utilaje se define como un montaje de distintos elementos que determina la unión entre la pieza y la máquina donde se mecaniza. El modelo desarrollado comprende información referente a la definición de cada uno de los elementos utilizados para localizar y amarrar la pieza, a la definición del utilaje como agrupación de dichos elementos, a la compatibilidad entre ellos, es decir que sea posible su conexión física y al modo como se acoplan. Contiene además, información sobre la localización de la pieza y eliminación de sus g.d.l mediante los puntos de contacto utilaje-pieza, así como el tipo de contacto elemento-pieza.

La función más importante a realizar por el utilaje es conseguir el posicionamiento, orientación y eliminación de los g.d.l de la pieza con respecto al sistema de referencia de la máquina. Esta función, vendrá determinada por el conjunto de elementos que forma el utilaje y el modo de montaje de los mismos. Formarlo sólo será factible, si es posible la conexión física entre los elementos. Este concepto ha sido modelado con el término acoplamiento. Dos elementos podrán montarse cuando tengan el mismo tipo de acoplamiento. Cada elemento se define por unos ejes característicos, su tipo y ejes de acoplamiento. Los ejes característicos son las direcciones que definen su localización. Están definidos, figura 1, por un triángulo de ejes perpendiculares y para elementos con simetría que vayan

a trabajar en dirección radial, se definen por dos direcciones, radial y axial. Los ejes del acoplamiento, definidos de forma similar, definen la orientación del elemento en el montaje.

La relación entre los ejes característicos y del acoplamiento, se expresa con una matriz de transformación, denominada matriz de acoplamiento. La figura 2 muestra la matriz entre los ejes característicos de una garra (R_G, Z_G) y los ejes (R_1, Z_1) de su acoplamiento ranura. Los ejes característicos y tipo de acoplamiento son únicos, no así, los ejes del acoplamiento, que pueden tener diferentes orientaciones, dando lugar a distintos montajes de un mismo elemento. Cada orientación determina una matriz de acoplamiento. La figura 3 muestra como para diferentes orientaciones 1, 2 (figura 3a) de los ejes del acoplamiento circular (X_1, Y_1, Z_1) de un cubo de un utilaje modular con respecto a sus ejes característicos (X, Y, Z), se pueden obtener dos opciones de montaje 3, 4 (figura 3c) para un tope (figura 3b)

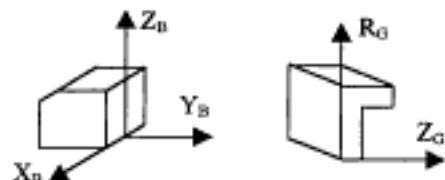


Fig. 1: Ejes característicos de un elemento.

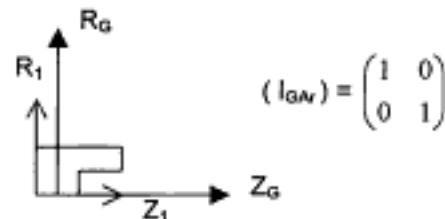


Fig. 2: Matriz de acoplamiento de una garra, que se acople a dicho cubo.

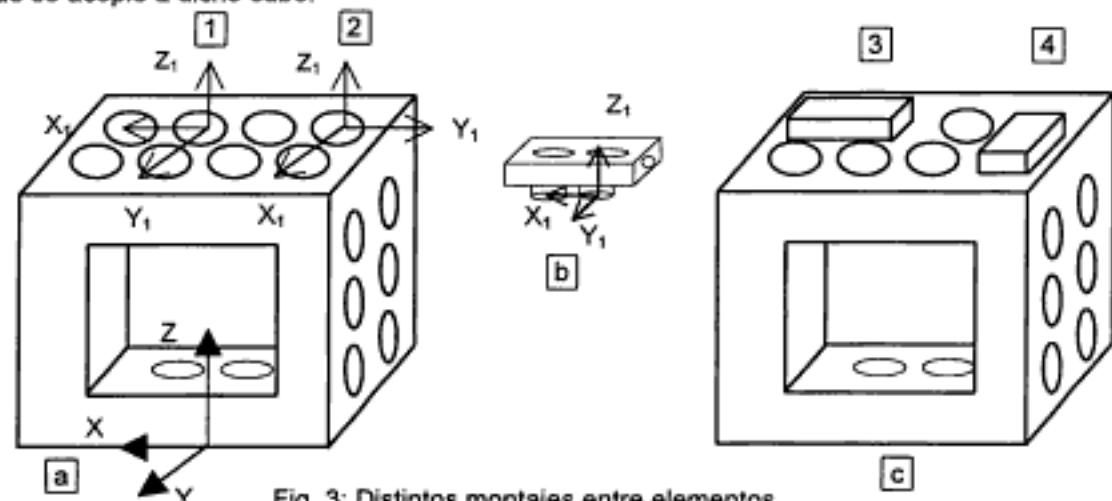


Fig. 3: Distintos montajes entre elementos.

Modelo de caracterización de un elemento

La figura 4 muestra un gráfico EXPRESS-G de la estructura del modelo de caracterización de un elemento del utilaje. Se observa que puede actuar como elemento final, porque está en contacto con la pieza o máquina, o bien como elemento intermedio, posicionado entre otros dos. Si actúa como elemento final a máquina, tendrá un acoplamiento con otro elemento en dirección hacia la pieza, y de forma análoga si es elemento final a pieza, un acoplamiento hacia máquina. Si es un elemento intermedio, tendrá acoplamientos tanto hacia pieza como hacia máquina. Cada acoplamiento está definido por su tipo y por las matrices de acoplamiento del elemento y su acoplamiento. Para un elemento final a pieza, el modelo contiene además información referente al tipo de contacto entre elemento y pieza, un vector con el número de g.d.l. que puede restringir a la pieza en cada una de las direcciones de los ejes característicos y otro vector con las direcciones de las fuerzas de amarre, que pueda realizar.

Los g.d.l. de la pieza se restringen por los elementos del utilaje en contacto con ella. El objetivo es conocer la referencia espacial de la pieza respecto a la máquina, es decir conocer la dirección de esos g.d.l. restringidos en el sistema de coordenadas de la máquina. Para ello, a partir de la dirección de los g.d.l. restringidos por cada elemento y con la relación existente entre los ejes característicos del elemento y los del tipo de acoplamiento, se podrá obtener la dirección de los g.d.l. respecto a la máquina. El montaje utilaje se convierte en una sucesión de las respectivas matrices

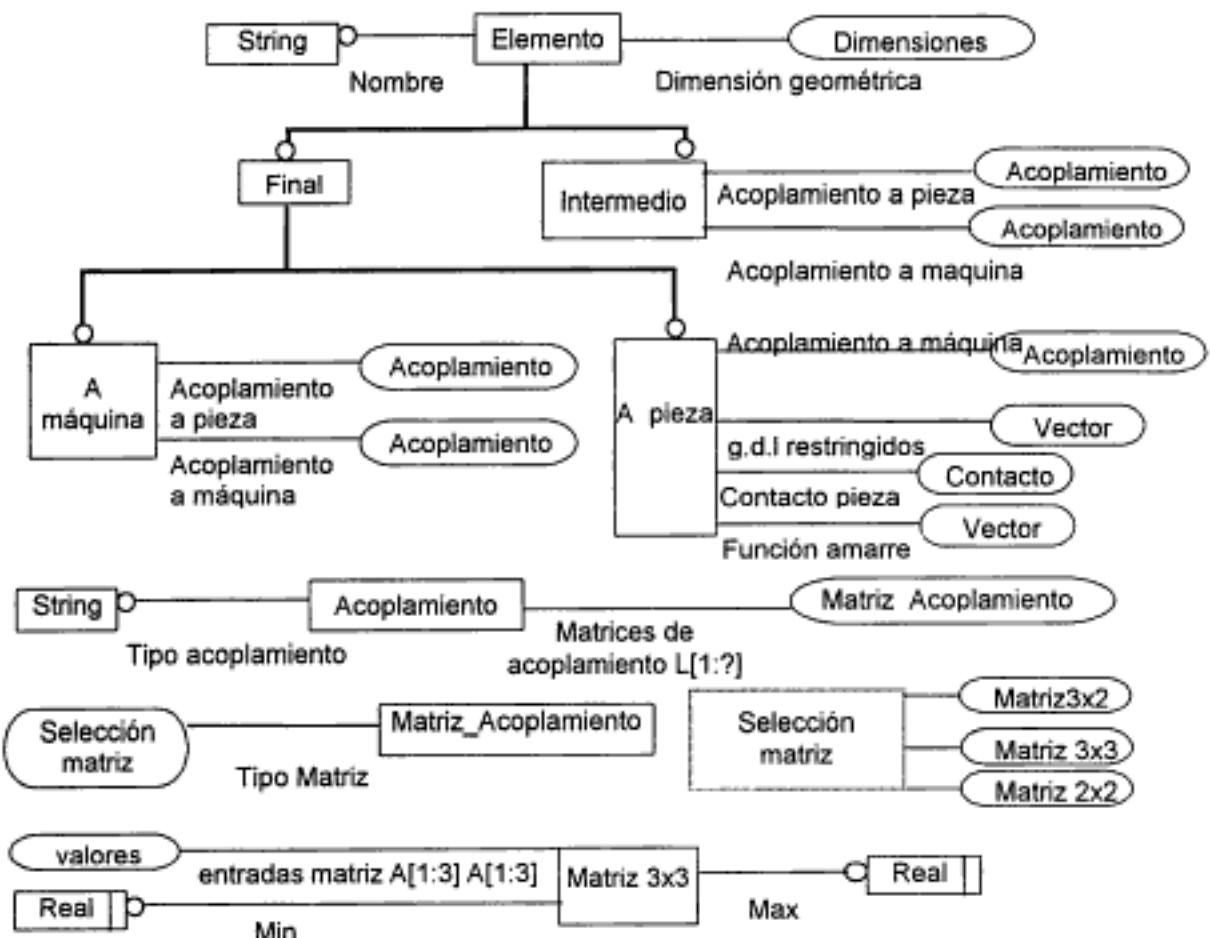


Fig. 4: Modelo de un elemento del utilaje.

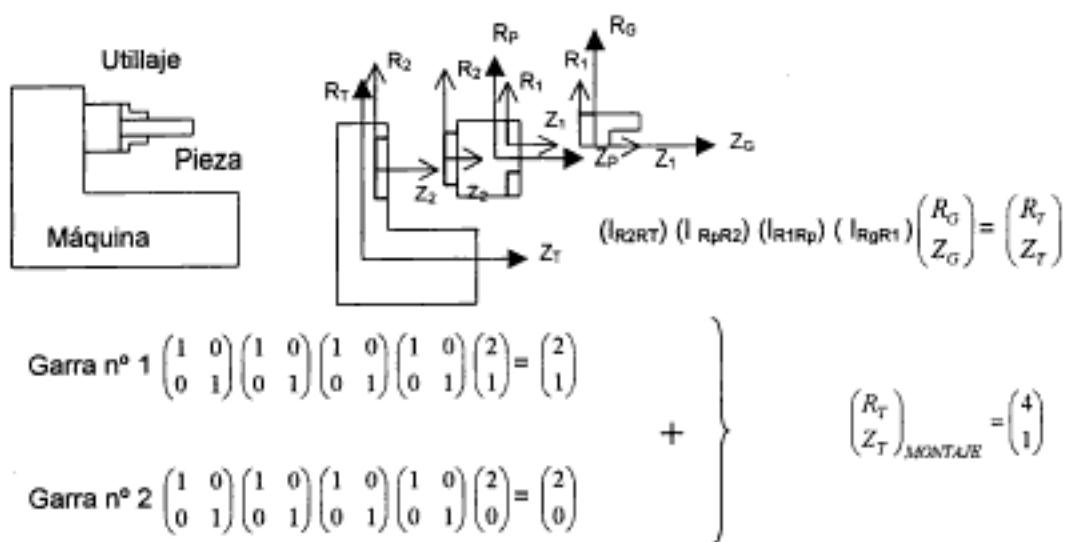


Fig. 5: G.d.l restringidos por cada garra en relación al sistema de coordenadas máquina.

de acoplamiento entre los diferentes elementos. Véase como ejemplo el utilaje mostrado en la figura 5, formado por un plato autocentrante y las garras de sujeción. Así, a partir de los g.d.l restringidos por cada una de las garras según sus ejes característicos, y mediante la sucesión de las matrices: ejes garra y ejes de su acoplamiento (I_{RgR1}), ejes plato y ejes de su acoplamiento a garra (I_{R1Rg}), ejes plato y ejes de su acoplamiento a máquina (I_{RgR2}) y ejes máquina y ejes de su acoplamiento al plato (I_{RgRT}), se obtiene la dirección de esos g.d.l según los ejes máquina.

Como se ha visto, para definir el utilaje, no es suficiente conocer los diferentes elementos que lo componen sino que hay que establecer como se montan, es decir que elemento se acopla con cada uno y, en qué modo a través de la matriz de acoplamiento. Se define así la entidad Montaje, cuya estructura se muestra en la figura 6, integrada por un conjunto de elementos no ordenados y de número variable, denominados Componentes del Montaje. Cada componente se define por tres atributos, el primero, Elemento del montaje, hace referencia al tipo de elemento, (entidad Elemento, figura 4). Este elemento, tendrá conexión hacia máquina y pieza con otros elementos, definiéndose dos atributos Montaje hacia máquina y Montaje hacia pieza. Cada uno de estos atributos es de nuevo un conjunto de elementos. La entidad Elementos define a cada uno de estos elementos, esta entidad indica con sus atributos, la información del tipo de elemento (Elemento), la matriz de acoplamiento para el montaje de este elemento acoplado, los g.d.l. que está restringiendo y si realiza función de amarre.

Análisis de estabilidad

El utilaje debe asegurar la estabilidad y la sujeción de la pieza. La estabilidad supone la eliminación real de sus g.d.l, garantizando que no se va a perder el contacto en cada uno de los puntos de conexión pieza-utilaje. Se ha estudiado la estabilidad de la localización isostática de la pieza en función de la variabilidad de la posición real de los puntos de contacto a lo largo de la superficie del elemento. Para una configuración concreta de localización y amarre, como la mostrada en la figura 7 según el principio 3-2-1, se va a analizar la posición de las normales de localización para que sea estable. No debe producirse el giro o pérdida del contacto en cada uno de los puntos de localización ni en el punto de amarre, debido a la acción de las fuerzas que actúan

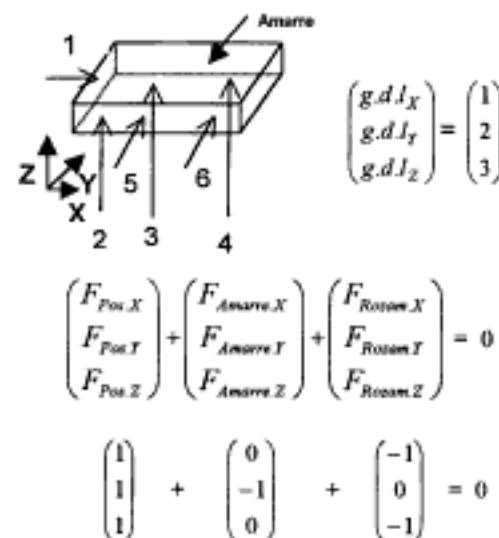


Fig. 7: Equilibrio estático.

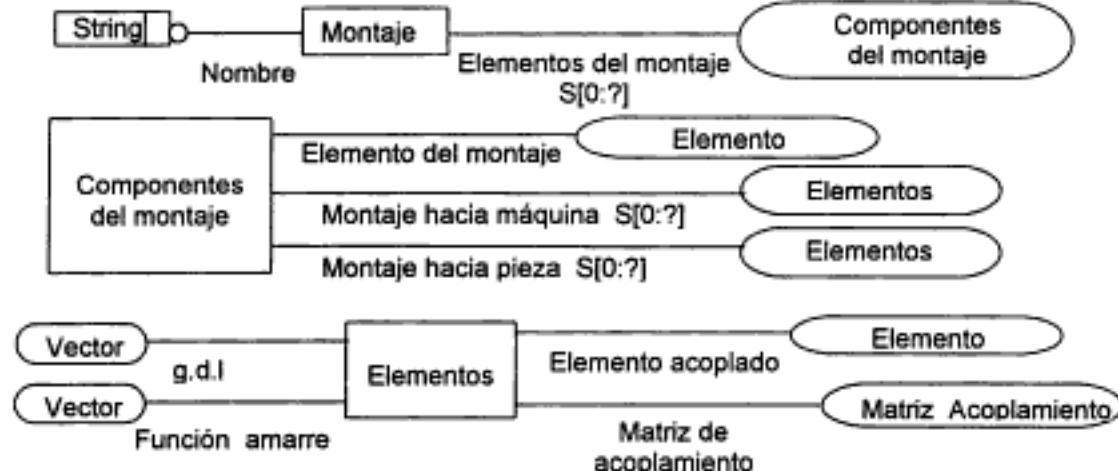


Fig. 6: Modelo de un montaje utilaje.

en ellos. El análisis comprende la obtención para cada punto de contacto y de amarre, de tres ecuaciones (x, y, z) con los momentos creados por las otras fuerzas, las reacciones en los puntos de localización y la fuerza de amarre. Según la dimensión geométrica del elemento, existe un rango de variación para la posición de los puntos de contacto, y en consecuencia, diferentes momentos en signo. La estabilidad se asegura si en cada ecuación de cada punto, al menos dos momentos son opositos. El procedimiento se implementa para que de forma recursiva, imponga posiciones a los puntos de contacto y estudie la variabilidad que determina condiciones de estabilidad.

Finalmente se ha estudiado la sujeción de la pieza para mantener su posición y orientación durante el mecanizado. Se han considerado todas las fuerzas que aparecen, debiéndose alcanzar el equilibrio estático cualitativo entre todas ellas, ya que se considera la existencia de fuerza en una dirección pero no su valor. En la localización isostática de la pieza, figura 7, se crea una reacción en cada punto de localización, y por tanto una fuerza resultante (F_{pos}) en cada dirección (x, y, z). El amarre ejerce una fuerza (F_{Amarre}) en su punto de aplicación e implica la aparición de fuerzas de rozamiento (F_{roz}) que impiden moverse a la pieza en las direcciones perpendiculares al amarre.

RESULTADOS Y DISCUSIÓN

La propuesta del modelo de información y de los algoritmos mostrados para el análisis funcional de un utilaje, se han utilizado para el desarrollo e implementación de una aplicación informática en lenguaje C++. Esta aplicación permite por una parte, gestionar datos de acuerdo a la estructura de información mostrada, comportándose como una base de datos que permite mantener y gestionar datos que se puedan importar y exportar mediante ficheros STEP. Por otra parte, y trabajando sobre estos datos, se han implementado los algoritmos que permiten a partir de la definición de un montaje de utilaje, mostrar como queda orientada la pieza respecto a la máquina e informar sobre la estabilidad de dicho amarre. La aplicación dispone además de una interfaz que permite de forma sencilla la manipulación de los datos de los elementos básicos, así como la definición de montajes para establecer un utilaje. Una vez definido, los algoritmos permiten obtener de forma automática un informe sobre los g.d.l. restringidos, la locali-

zación de pieza sobre la máquina y la sujeción y estabilidad del amarre. Los ensayos realizados sobre distintos utilajes y sujetos de piezas han dado resultados muy satisfactorios tanto en la calidad de los datos proporcionados en el análisis, como en los tiempos necesarios. Por ello es una herramienta, que puesto que permite el intercambio de datos de acuerdo a STEP, será de utilidad y de fácil integración dentro de un sistema CAPP.

CONCLUSIONES

La necesidad de validar el utilaje propuesto para la fabricación de una pieza dentro de un sistema CAPP, exige disponer de una caracterización genérica de los utilajes desde el punto de vista funcional, que posibilite la aplicación de unos algoritmos y procedimientos generales que permitan analizarlo y determinar su validez. Toda la información necesaria para el análisis desde el punto de vista funcional se ha representado en una propuesta de modelo de información, expresado en el lenguaje EXPRESS (ISO 10303/11). Este modelo permite una caracterización genérica e independiente del tipo de elementos que forman el utilaje.

REFERENCIAS

Bi, Z.M. y W.J. Zhang, Flexible fixture design and automation: Review, issues and future directions, *Int. J. Production Research*: 39(13), 2867-2894 (2001).

Boerma, J.R y H.J.J. Kals, Fixture design with FIXES: the automatic selection of positioning, clamping and support features for prismatic parts, *Annals of the CIRP*: 38(1), 399-402 (1989).

Chang, C, Computer-Assisted Fixture Planning for Machining Processes, *Manufacturing Review*: 5(1), 15-28 (1992).

ElMaraghy, H.A y E. Agerman, Evolution and Future Perspectives of CAPP, *Annals of the CIRP*: 42(2), 739-751 (1993).

Hargrove, S.K. y A. Kusiak, Computer -Aided Fixture Design: a Review, *Int. J. Production Research*: 32(4), 733-753 (1994).

Senthil, A. y A.Y.C. Nee, Expert Fixture-Design System for an Automated Manufacturing Environment, *Computer-Aided Design*: 24(6), 316-326 (1992).

Simulación y Modelado en el Diseño Mecánico de un Reductor de Velocidad

W. Switek¹, C. Acosta¹ y J. Alencastre²

(1) Univ. de las Américas-Puebla, Dpto. de Ingeniería Mecánica, Santa Catarina MÁrtir, 72820 Cholula, Puebla-Méjico (e-mail: switek@mail.udlap.mx)

(2) Pontificia Univ. Católica del Perú, Dpto. de Ingeniería, Av. Universitaria cdra. 18, Lima 32 (San Miguel)-Perú (e-mail: jalenca@pucp.edu.pe)

Resumen

Se describe un proceso integral asistido por computadora del diseño de un reductor de velocidad que incluye el modelado, simulación y dibujo automático. Se aplicó el programa de simulación Powersim para desarrollar un modelo computarizado de la estructura mecánica. Se han desarrollado programas especiales para producir dibujos bidimensionales del ensamblaje del reductor de velocidad, por medio del lenguaje AutoLISP existente en AutoCAD. Con el fin de obtener el mejor diseño de las partes, los resultados de los cálculos de Powersim pueden ser transferidos al software Solid Works para el diseño automático tridimensional de partes seleccionadas, utilizando el método de modelado sólido. Con la aplicación del software de elementos finitos es posible crear una malla automática y el desarrollo de un análisis de esfuerzo y deformación de la parte, incluyendo los efectos de la concentración de esfuerzos. Se concluye que el método desarrollado logra diseños rápidos, confiables, con aplicación en la industria y en enseñanza.

Simulation and Modeling in Mechanical Design of a Speed Reduction Gear Box

Abstract

This paper describes an integrated computer-aided approach to the design of a gear reduction box involving modeling, simulation and automatic drawing. Powersim simulation software has been applied to develop a computer model of the mechanical structure. Special programs have been developed in order to produce two-dimensional drawings of the speed reducing assembly using AutoLisp language existing in AutoCAD. To obtain the optimal design of the parts, the results of the Powersim calculations can be transferred to Solid Work software for an automatic, three-dimensional design of the selected parts using a solid modeling method. Application of FEM software allows to create an automatic mesh and perform the analysis of the stress and deformation of the part including the effects of the stress concentration. It is concluded that the method developed achieves rapid, reliable designs, useful in both industry and teaching.

Keywords: computer-aided design, modeling, simulation, gear speed reducing, gear box

INTRODUCCIÓN

El diseño de sistemas mecánicos de calidad debe basarse en un amplio conocimiento de la teoría del cálculo de fuerzas, dibujo aplicado a la ingeniería y de diversos estándares y recomendaciones existentes en la particular área de diseño, así como de la propia experiencia del diseñador. Actualmente las computadoras suelen asistir el proceso de creación de cualquier equipo mecánico complejo, tanto en la primera etapa del diseño (CAD), como en la última de la manufactura (CAM). En el caso del diseño y manufactura de sistemas mecánicos complejos, el proceso de diseño debería fundamentarse en un modelo computarizado especialmente desarrollado de la estructura mecánica.

Este artículo describe una muestra de diseño de un dispositivo mecánico típico, como es una caja de engranes, integralmente asistido por computadora, pero el mismo procedimiento se puede aplicar para análisis y optimización de todas las partes de cada estructura mecánica.

El proceso de diseño computarizado, según la presente propuesta de este trabajo, se muestra la Figura 1.



Fig. 1: El proceso de diseño computarizado

Un método de diseño de este tipo está basado en el desarrollo del modelo computarizado del sistema mecánico. La estructura de una caja reductora de velocidades se considera como un sistema dinámico y el modelo de esta estructura puede ser elaborado utilizando un software de simulación.

El software de simulación utilizado para modelación de sistemas mecánicos tiene que cumplir los siguientes requerimientos:

- el modelo debe ser legible,
- el cambio de parámetros debe ser fácil,
- el modelo debe permitir la simulación y optimización de los parámetros,
- los resultados deben ser presentados en forma gráfica y numérica,
- el modelo permite usar solo valores estándar, como número de dientes, pasos diamatrales, materiales y otros, que son muy importantes en los casos de diseño de sistemas mecánicos,
- el software tiene que aceptar las funciones gráficas durante el proceso de cálculo que permite emplear los resultados del análisis tal y como las recomendaciones empíricas,
- el transferencia de los resultados a otro software, como, por ejemplo AutoCAD, debe ser posible.

En este trabajo, para elaborar el modelo en computadora, se ha aplicado el método conocido bajo el nombre de los Sistemas DINÁMICOS (Forrester, 1961; Wolstenholme, 1990; Cover, 1996), para lo cual se utiliza el programa de simulación llamado Powersim 2.5b (Powersim, 1998), que cumple todos los requerimientos arriba mencionados. Este tipo de modelo ayuda a los diseñadores a realizar los cálculos y simulaciones indispensables para obtener un diseño óptimo.

Asimismo este programa de modelación está integrado adicionalmente con AutoCAD el cual junto con rutinas de AutoLisp, elabora el dibujo automático de ensamble en dos dimensiones, en cualquiera de las etapas del desarrollo del diseño.

En esta etapa del desarrollo del diseño se realiza una optimización de todo el sistema mecánico de acuerdo con los criterios de optimización establecidos.

El diseño óptimo de las partes de sistema mecánico se realiza a través de la transferencia de los cálculos y parámetros obtenidos.

dos de Powersim a un sistema de CAD (en este caso a Solid Works) y con esto se realiza el diseño automático de partes utilizando el método de modelación de sólidos.

Este dibujo tridimensional se transfiere a un software de Elementos Finitos (como ALGOR, NASTRAN u otros) y crea una malla automática para analizar esfuerzos y deformaciones reales incluyendo también efectos de concentración de esfuerzos. La optimización de los sistemas, tanto como de partes de la estructura mecánica se realiza mediante cambios de los parámetros mecánicos y geométricos ya que el método computacional presentado está basado en diseño paramétrico.

DESARROLLO DEL MODELO POR COMPUTADORA

Para desarrollo del modelo por computadora de la caja de engranes se ha utilizado el software Powersim.

En este software se usan los elementos principales mostrados en la Figura 2.

A continuación se describen las funciones de los elementos de la Figura 2:

Constante - contiene valores fijos. **Variable** - contiene cálculos basados en elementos ligados con estas. Puede también contener funciones lógicas o funciones matemáticas. **Función gráfica** - contiene una gráfica en dos dimensiones. **Liga entre elementos** - permite el flujo de información entre los símbolos. **Nivel** - genera números para iteraciones controladas por *Flujo con cambio* y *Nube* los cuales originan los flujos.

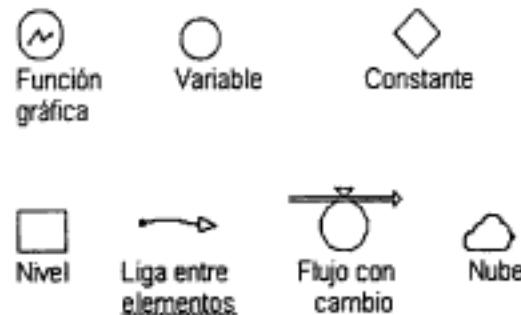


Fig. 2: Simbología dentro de Powersim.

En el proceso de creación del modelo sea en el caso de una caja de engranes, se tienen los pasos:

- desarrollo del modelo cinemático para la selección de número de dientes,
- desarrollo del modelo dinámico para el cálculo de fuerzas y momentos,
- cálculo y selección de ejes y rodamientos.

A pesar de que las etapas de cálculos son seguidas unas de otras, es recomendable desarrollar un modelo separado para cada una de las etapas. La Figura 3 muestra un ejemplo del modelo cinemático de Powersim para determinar el número de dientes (Switek et al., 2004).

Los modelos en computadora de Powersim, fueron desarrollados para todos los pasos de diseño del reductor de velocidad (Switek y Orea, 1998). Por ejemplo, la Figura 4 muestra el cuadro de diálogo en la etapa del diseño de ejes. Las variables de diseño asumen las distancias "a", "b", "c" y "d" y el modelo de Powersim calcula las fuerzas que actúan sobre los engranes, así como la flexión, momentos de torsión y las fuerzas compartidas que actúan a lo largo de los ejes (Stocker, 1992; Shigley, 1990).

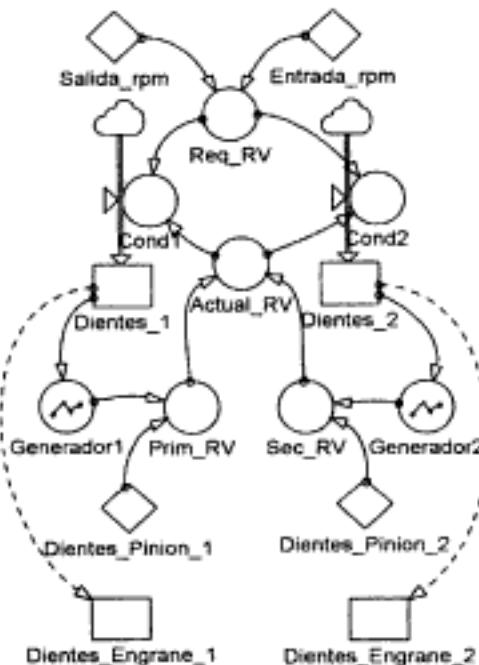


Fig. 3: El modelo de Powersim para determinar de número de dientes.

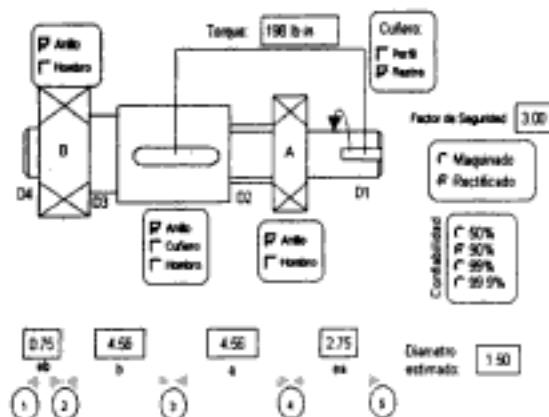


Fig. 4: El cuadro de diálogo del diseño de ejes.

Dentro del programa se utilizan las propiedades de los materiales, valores estándares como sería el número de dientes, paso diametral, diámetros de ejes y rodamientos, dimensiones de cuñas, anillos de sujeción y otros. Además se verifica que los esfuerzos y características geométricas cumplan también con ciertos requerimientos.

Powersim permite varias formas de comunicarse con otros programas como procesadores de palabras y hojas de cálculo (Switek y Oviedo, 2000; Switek y Majewski, 1995; Acosta y Carranco, 1999). Cuando se termina la simulación en Powersim y se logra un diseño óptimo y se genera un archivo de texto con todos los resultados en programa especial que fue realizado en el lenguaje AutoLisp (Smith y Gesner, 1991) abre el archivo de texto y lee su contenido. Los resultados actuales de la simulación pueden ser observados por el diseñador mediante el dibujo automático creado en AutoCAD que está equipado a su vez con el lenguaje de programación de AutoLisp. La Figura 5 muestra dos vistas del dibujo de ensamblaje del reductor de velocidad en su etapa final, dibujado por medio de AutoCAD.

ANÁLISIS Y OPTIMIZACIÓN DE PARTES

Otra forma en que Powersim permite la comunicación con otros programas es gracias a la gran flexibilidad que este tiene y es que los parámetros geométricos y datos necesarios para el diseño de ejes pueden ser colocados en una hoja de cálculo (tabla de Excel) con la cual se puede realizar una geometría tridimensional del eje (Switek et al., 2002). Esto con

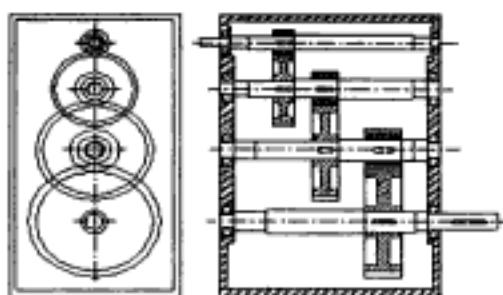


Fig. 5: Dibujo automático del ensamblaje.

el fin de poder someterlo a un análisis en el Método de los Elementos Finitos (MEF) (Belegundu, 1991; Oñate, 1992) y determinar si los esfuerzos que se generan debido a los momentos torsores, las cargas y condiciones a los que está sometido son las ideales para este diseño o si es necesario hacer una optimización de éste.

Este diseño puede ser modificado directamente mediante la variación de los parámetros delimitados y contemplados en la tabla creada en Excel, modificaciones que el programa es capaz de reconocer para luego actualizar la geometría del eje, y la tabla referida será la interfase de datos entre el programa Powersim y la geometría del eje parametrizado.

El procedimiento a seguir para la optimización y análisis de partes sería la siguiente:

Una vez que se tienen todos los parámetros geométricos y datos necesarios para el diseño del eje como (longitudes, diámetros, cuñeros y radios) se procede a elaborar la geometría tridimensional del eje en el programa de CAD Solid Works.

Se realiza la tabla de diseño, es decir se introducen todos estos parámetros en una hoja de cálculo para realizar los cambios en cualquier momento sin la necesidad de redibujar el eje.

Se importa la geometría al programa de los elementos finitos y se introducen las propiedades de los elementos tipo sólido, el material y los elementos finitos de tipo tetraédricos con nodos centrales, esto para tener un manejo y distribución más precisa.

Una vez que se tienen ingresados estos parámetros, se realiza un enmallado automático del eje como se muestra en la Figura 6.

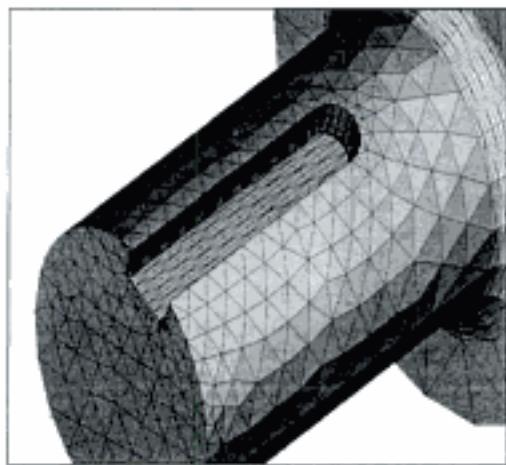


Fig. 6: Enmallado automático

Después de haber sometido al eje a un primer proceso de enmallado, se observó que era necesario disponer de una mayor cantidad de puntos de control sobre las zonas de influencia de los concentradores, es decir, en las entalladuras y canales chaveteros, con el propósito de tener una transición gradual del enmallado entre las zonas de mayor y menor densidad.

Con tal fin se decidió descomponer el modelo en partes para así tener un mejor control y precisión de las densidades de elementos y nodos.

En base al criterio expuesto se propuso la división de la geometría en diferentes partes, en la figura 7 se muestran las partes referidas a los canales chaveteros y entalladuras en donde se aprecia el sólido en forma de anillo que servirá para tener un mayor control del enmallado de la región.

Para elaborar el modelo se recurrió al uso de la simetría para el eje y para cada anillo. Los dos canales chaveteros, estos quedaron inscritos en un cubo como se muestra en las figuras anteriores y dichas partes servirán para realizar el ensamble de un eje contenido las zonas consideradas críticas como se muestra en la Fig. 8.



Fig. 7: Descomposición del modelo.



Fig. 8: Ensamble del eje

Una vez que se tiene el modelo descompuesto en partes se procedió al enmallado de los sólidos que requieren mayor densidad y homogeneidad, como chaveteros y anillos, con el fin de poder tener el mejor control posible sobre estos elementos, es decir controlar al máximo la densidad y distribución de los elementos con el fin de disminuir los problemas que se puedan generar por falta de homogeneidad. El último elemento geométrico a enmallar es el cuerpo principal del sólido del eje, aquí se deben de controlar principalmente los bordes que van a coincidir con los sólidos correspondientes a los canales chaveteros y los anillos con el fin de garantizar una buena fusión y una adecuada transición entre los respectivos nodos.

El siguiente paso es establecer las condiciones de frontera, entiéndase por condiciones

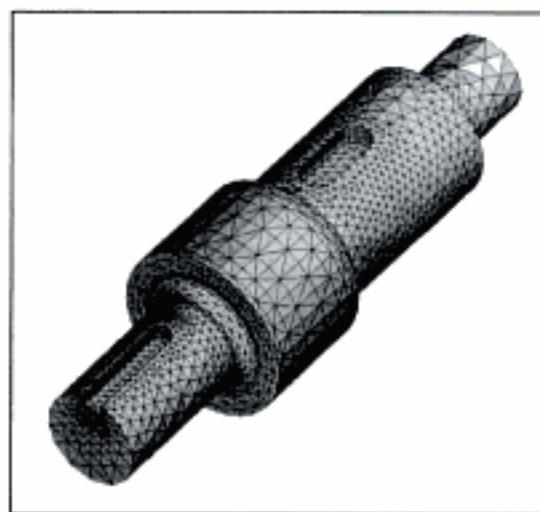


Fig. 9: Enmallado controlado.

de borde a las restricciones de movimiento o restricciones de los grados de libertad que se aplican a ciertos puntos del eje. Es importante que las condiciones de frontera definidas simulen lo mejor posible las restricciones del elemento estudiado.

Las condiciones de frontera del eje simulan el apoyo de los rodamientos y la fuerza opositora del engranaje a través de la chaveta. Cabe recalcar que para la realización una correcta simulación algunas fuerzas de reacción deben ser simuladas mediante restricciones, puesto que el modelo debe ser estáticamente definido.

- En el caso estudiado se ha tenido que simular el efecto que ejercen los rodamientos sobre el eje, debido a que los mismos (rodamientos de contacto angular de una hilera de bolas) restringen el desplazamiento axial y los giros. Para simular la interacción de los rodamientos sobre el eje se ha usado como condición de frontera un anillo de restricciones referenciado a un sistema de eje coordenado cilíndrico, cuyo eje z es coaxial al eje mismo, que solo permite desplazamientos tangenciales y de esta forma deja libre el giro axial.

- La otra condición de frontera definida es la re-

ferida a la reacción presente en el cuñero de transmisión. Para simular el efecto del torque del engranaje transmitido mediante la chaveta, se aplicó una restricción en una de las caras del canal cuñero, la cual restringe el desplazamiento de los elementos de forma tangencial.

- El sistema de cargas definido fue de carácter estático, estas fueron aplicadas a manera de una presión constante en una de las caras del cuñero, se ha consideró que toda la fuerza se transmite directamente sobre esa área.

Con todos los datos expuestos el eje se somete a análisis, para este se ha utilizado la teoría de falla de Von Mises debido a que el eje está sometido a esfuerzos combinados (esfuerzos normales y cortantes) y la teoría del máximo esfuerzo cortante (Tresca), debido a que los esfuerzos son principalmente cortantes.

Después de haber sometido el eje a análisis y comprobar los resultados obtenidos, se demuestra que los rangos de esfuerzos obtenidos por la simulación están dentro de los rangos admisibles y permiten afirmar que el modelo es racional y los resultados aceptables.

CONCLUSIONES

- El proceso de diseño, presentado en este artículo, está basado en el modelo dinámico de sistema mecánico,
- el método de los Sistemas Dinámicos puede ser utilizado con éxito para elaborar el modelo en computadora de la estructura mecánica,
- el software Powersim permite llevar a cabo la simulación de parámetros de la estructura mecánica para obtener el diseño óptimo,
- el lenguaje AutoLisp de AutoCAD permite elaborar un programa para el dibujo automático de ensamblaje del reductor utilizando los parámetros de la estructura mecánica obtenida en el proceso de simulación del modelo en computadora,
- mediante una hoja de cálculo, se pueden modificar todos los parámetros de diseño para realizar elementos tridimensionales que pueden ser sometidos a un análisis de esfuerzos por el método de los elementos finitos.

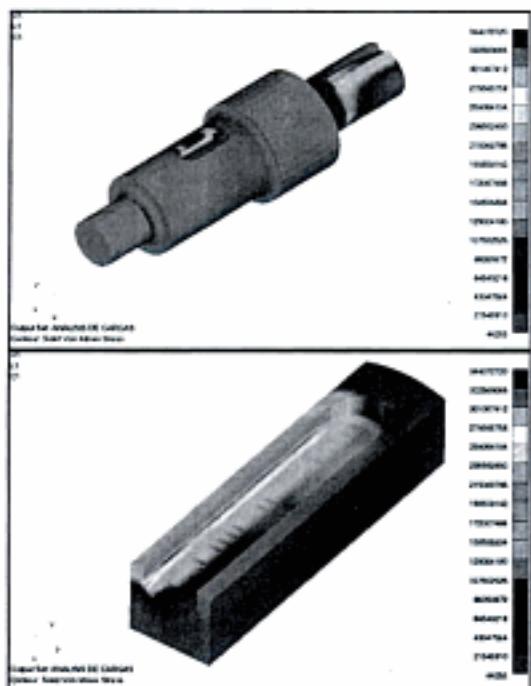


Fig. 10: Distribución de esfuerzos Von Mises en eje y chumacera.

- los resultados arrojados mediante el análisis de esfuerzos y deflexiones de una simulación de elementos, nos da la pauta para realizar una optimización completa en su diseño.
- el método de diseño que se muestra en este artículo logra un diseño rápido, confiable y debe de tener una aplicación real en la industria, además también puede emplearse como herramienta en la educación para facilitar el aprendizaje de la teoría de diseño.
- la utilización de la computadora agiliza los procesos de diseño y ayuda a hacer la labor de diseño más atractiva y exacta.

REFERENCIAS

Acosta C., Carranco A., El proceso del diseño de cajas de transmisión de potencia con engranes cónicos mediante el uso de sistemas basados en conocimiento. Memorias IV Congreso de Computación Aplicada a la Industria de Procesos-CAIP, Nov. (1999).

Belegundu A., Introduction to finite elements in engineering, Editorial Prentice Hall, New Jersey (1991).

Cover J., Introduction to system dynamics, Powersim Press (1996).

Forrester J., Industrial dynamics, Cambridge, Wright - Allen Press (1961).

Ofiate E., Cálculo de estructuras por el método de los elementos finitos – Análisis estático lineal, Editorial Artes Gráficas Torres S.A. 1ra Ed., Barcelona (1992).

Powersim. User's Guide. Version 2.5 b, (1998).

Shigley J., Power transmission elements: A mechanical designer's workbook, McGraw-Hill, New York, (1990).

Smith J., Gesner R., Maximizing AutoCad: inside AutoLISP, New Riders Publishing, (1991).

Stocker A., Gear handbook: Design and calculations, Butterworth-Heinemann, Oxford, (1992).

Switek W., D. Randolph, C. Acosta, Application of computer modeling to teaching of mechanical engineering, engineering education in the changing society, 2004 WCETE, World Congress on Engineering and Technology Education, São Paulo, Brazil, March 14-17 (2004).

Switek W., D. Randolph, J.M. Diez, Diseño avanzado asistido por computadora, VII Congreso Anual de la Sociedad Mexicana de Ingeniería Mecánica SOMIM, Monterrey, Septiembre 4-6 (2002).

Switek W., G. Oviedo, Aplicación del programa de simulación Powersim para el diseño de resortes, 5th International Conference on Computer Simulation UP2K, Mexico City, February 16-18 (2000).

Switek W., J. Orea, An Integrated Approach to the Design of Mechanical Equipment, IASTED International Conference Applied Modeling and Simulation, Honolulu, Hawaii, August 12-14, (1998).

Switek W., T. Majewski, Dynamic modeling of the elastic elements in mechanical system. Proceedings of the IASTED International Conference Applied Modeling, Simulation and Optimization, Cancun, June 15-17 (1995).

Wolstenholme E.F., System inquire. A system dynamic approach, Chichester, Wiley (1990).

XII CONGRESO VENEZOLANO DE GEOFÍSICA CARACAS

**14 al 17 de noviembre de 2004
Caracas - Venezuela**

Informaciones:
Sociedad Venezolana de
Ingenieros Geofísicos
Torre Alto Centro, PB, Ofic. D
Calle Negrín, Sabana Grande
Caracas 1050 - Venezuela
e-mail: sovg@sovg-ve.org
<http://www.sovg-ve.org>

XIII SEMINARIO LATINO AMERICANO Y DEL CARIBE (ALACCTA) 'ALIMENTOS Y SALUD'

**12 al 16 de octubre de 2004
Montevideo - Uruguay**

Informaciones:
Lucia Pereira Tacuarembo
1442-710 Montevideo - Uruguay
e-mail: ictadac@adinet.com.uy
<http://www.multitel.com.uy>

X CONGRESO BRASILEÑO DE ENERGÍA

**UNIVERSALIZACIÓN DEL
ACCESO A LA ENERGÍA**

**25 al 26 de octubre de 2004
Rio de Janeiro, RJ - Brasil**

Informaciones:
Prof. Mauricio Cardoso Arouca
Coordinador General del X CBE
Prog. de Planeamiento Energético
COPPE/UFRJ, Centro de Tecnología
Caixa Postal 68565
21941-972 Rio de Janeiro - Brasil
e-mail: xcbe@ppe.ufrj.br
<http://www.ppe.ufrj.br/xcbe>

23º SIMPOSIO DE GESTIÓN DE LA INOVACIÓN TECNOLÓGICA TECNOLOGIA Y DESARROLLO

**20 al 22 de octubre de 2004
Curitiba, PR - Brasil**

Informaciones:
Comité de Coordinación
Núcleo de Política y Gestión Tecnológica
de la Universidad de São Paulo
Av. Profesor Luciano Gualberto 908
Prédio 1, Piso Superior, Ala Verde
05508-900 São Paulo, SP - Brasil
e-mail: npgctusp@edu.usp.br
<http://www.fia.com.br/pgtusp>

Análisis Numérico - Experimental del Bastidor Principal de la Cosechadora de Caña KTP-2M

R.E. Cingualbres¹ y E. Gómez^{2*}

(1) Univ. de Holguín "Oscar Lucero Moya", Centro de Estudios CAD/CAM, Av. XX Aniversario, Km. 1, Holguín-Cuba (e-mail: roberto@cadcam.uho.edu.cu)

(2) Univ. Nacional de Educación a Distancia, E.T.S. Ingenieros Industriales, Juan de Rosal N°12, Ciudad Universitaria, Madrid-España (e-mail: egomez@ind.uned.es)

*autor a quien debe ser dirigida la correspondencia

Resumen

El objetivo de esta investigación es disminuir las pérdidas de caña en el transportador de descarga de la cosechadora KTP-2M durante su trabajo, rediseñando el bastidor y disminuyendo su peso. Se utilizaron técnicas extensométricas de medición determinándose, a través de una pista de obstáculos, los coeficientes dinámicos en diferentes partes de la cosechadora. Utilizando el método de elementos finitos se analiza la resistencia del bastidor principal de la cosechadora, rediseñando su parte posterior. Sin elevar el peso de material empleado se logra aumentar la rigidez de esa parte trasera del bastidor en 2.6 veces y se consigue disminuir 1.53 veces las tensiones máximas actuantes con una mejor redistribución de las mismas. Finalmente se obtuvo una disminución de la masa de 52 Kg. y se verificó que las roturas en el bastidor sucedían por fatiga.

Numeric and Experimental Analysis of the Main Frame of the Cane Harvester KTP-2M

Abstract

The objective of this investigation was to decrease the losses of stalks from the discharge conveyor in the KTP-2M harvester during its operation, re-designing the framework and trying to decrease its weight. Extensometric measurement techniques were used over an obstacle course to determine the dynamic coefficients of the different parts of the harvester. A finite element method was used to analyze the resistance of the harvester's main frame and the back portion was redesigned. Without increasing the weight of the material in this element a 2.6X improvement in rigidity was obtained, accompanied by a 1.53X decrease in maximum tensions, which became better distributed. Finally, a reduction in weight of 52 kg in this unit was obtained, while it was also verified that structural fractures of the frame occurred due to fatigue.

Keywords: KTP-2M harvester, strength, extensometric technique, finite element, numerical analysis

INTRODUCCIÓN

La cosechadora de caña es una máquina que realiza diversas funciones: corte, acarreo, troceado, limpieza y por último, descarga de la caña en el medio de transporte adecuado para su posterior traslado a la factoría. Las diferentes formas de trabajo de la cosechadora pueden resumirse en dos regímenes de funcionamiento: modo de cosecha (cuando realiza las operaciones de corte de la caña) y modo de transporte (al trasladarse por diferentes tipos de recorrido hacia los campos de caña o dentro de ellos).

Sobre el bastidor principal de la cosechadora se apoyan directa o indirectamente todos los conjuntos y órganos de trabajo que la conforman. El bastidor debe resistir y tener la rigidez suficiente para soportar las cargas máximas que aparecen durante el trabajo de la cosechadora. Para determinar estas cargas se realizan las pruebas en regímenes extremos de funcionamiento, que si bien a lo largo de la vida de la cosechadora no ocupan gran parte de la misma, provocan grandes esfuerzos debidos a la acción de las fuerzas de inercia de las diversas masas. Estos regímenes extremos que aparecen, fundamentalmente en los desplazamientos de la máquina, se tienen en cuenta en los cálculos de resistencia, no considerándose los mismos para los cálculos de fiabilidad o durabilidad (Androsov, 1974).

Por otra parte, atendiendo al confort del operario, la determinación de las cargas que actúan en las condiciones habituales de trabajo en los equipos agrícolas es fundamental para conseguir la optimización de estos equipos. En este trabajo se ha investigado el nivel de las aceleraciones en el asiento del operador del tractor según diferentes condiciones y velocidades de la cosechadora (dos Santos, 2003). Otros autores (Pérez, 2002), plantean que la determinación de los coeficientes dinámicos máximos que se van a producir, han de ser medidos en condiciones de laboratorio.

Por último, se pretende mejorar el diseño, reduciendo el volumen de metal de la máquina a la vez que se eleva su productividad y fiabilidad. Este es un objetivo actual que resuelve un problema, no sólo económico, sino también medioambiental, por su influencia en la compactación de los suelos (Navarro, 2001; Herrera, 2003). La introducción en la cosechadora KTP-2M de nuevos órganos de trabajo como son: el cortacogollo, un motor de una mayor potencia y cadenas de rodillos en

el transportador de descarga, trajo consigo una elevación de la fiabilidad del equipo, pero al mismo tiempo provocó una redistribución inadecuada del estado de tensiones y deformaciones del bastidor principal y un aumento del nivel de las pérdidas en cosecha por una inadecuada rigidez de la parte posterior del propio bastidor. Por lo tanto se planteó también como objetivo de la investigación analizar la resistencia del bastidor principal de la cosechadora KTP-2M, rediseñándolo y aumentando la rigidez en la parte posterior, sin elevar el volumen de metal necesario.

El bastidor es un elemento complejo que por una parte requiere un estudio especial desde el punto de vista de diseño geométrico y al que, por otra parte, se le añade la complejidad debida al carácter estocástico de las cargas que actúan sobre él. Para su estudio se hace necesario el empleo de las modernas técnicas de análisis numérico y medición experimental. En nuestro caso hemos utilizado técnicas de medición extensométricas, mediante el uso de extensómetros eléctricos, combinadas con el método de elementos finitos. La combinación de ambas técnicas, de medida y análisis, permitieron elevar la rigidez de la parte trasera del bastidor. Se ha optimizando adecuadamente la relación entre la altura y la base de los perfiles rectangulares a partir de los nomogramas de optimización de los mismos en función de las cargas que actúan (Estrada, 2000), y a la vez, se ha conseguido disminuir, con una mejor distribución, las tensiones actuantes. Por último se ha logrado en el nuevo diseño, disminuir la masa del bastidor principal en 52 kg.

METODOLOGÍA EXPERIMENTAL

Para evaluar la resistencia y la rigidez del bastidor principal es necesario conocer el estado de tensiones y deformaciones del mismo. En primer lugar hay que determinar los coeficientes dinámicos máximos que se producen en diferentes partes de la cosechadora KTP-2M. El proceso seguido implica ponderar las cargas estáticas que actúan sobre el bastidor. Para obtener estos datos se desplaza a la cosechadora por una pista dinámica.

Localización y montaje del experimento.

El ensayo de la máquina se realizó en una pista completamente plana de cien metros de longitud situada en el interior de la Fábrica de Implementos Agrícolas en Holguín, Cuba. Las principales magnitudes que fueron objeto de

análisis en el banco de prueba son: aceleraciones verticales en el centro de masa de la máquina, en el centro de masa de la sección receptora, en el asiento del operador, y aceleraciones triaxiales en el centro de masa del transportador de descarga. Fueron convenientemente colocados acelerómetros eléctricos que, previa calibración, permitieron la determinación de los parámetros antes señalados (Cingualbres, 1996).

La pista dinámica estuvo compuesta por obstáculos metálicos de forma sinusoidal, colocados en forma de tablero de ajedrez de manera tal que se imitaran las diferentes variables posibles de carga de la máquina durante su desplazamiento en los diversos regímenes de trabajo (Ver Fig. 1). Los parámetros de los obstáculos se determinan basándose en la condición de que en la máquina, en movimiento continuo, se produzcan las condiciones extremas de carga. La velocidad máxima (v_{\max}) de traslación de la máquina sobre los obstáculos está determinada por la condición de que se obtengan los valores máximos de dinamismo en los diferentes elementos investigados, siendo esta de 12 km/h para la cosechadora en cuestión.

Equipo de medida

Para las mediciones de extensometría se utilizaron amplificadores de la firma japonesa Kyowa, del modelo YA 506A y del modelo YA 508A. Se contó también con un magnetógrafo NO-68, un osciloscopio TRIO, un explorador USB-20A y un indicador de carga estática del

modelo UCAM-5BT. Estos elementos se colocaron en un vehículo-laboratorio móvil marca GAZ 66. Los acelerómetros inductivos utilizados fueron del tipo DU-5S.

Coefficientes dinámicos. Determinación.

El criterio seguido para valorar el coeficiente máximo de dinamismo es el de que las aceleraciones, en el asiento del operador, no sobrepasen los niveles establecidos en la norma sanitaria correspondiente (Norma Cubana 19-01-05, 1980). Otra condición para determinar v_{\max} , es la de conservar durante la prueba el eslabón débil que, en el caso de la cosechadora KTP-2M, resultó ser el centro de giro del transportador de descarga.

El coeficiente dinámico será:

$$K_{\text{din}}^{\max} = \frac{A_{\text{din}}^{\max}}{A_{\text{gr}}} \quad (1)$$

En el caso de las aceleraciones verticales

$$A_{\text{din}}^{\max} = A_{\text{gr}} + A_{\text{din}}^{\text{ext}} \quad (2)$$

donde:

A_{gr} - aceleración de la gravedad ($9,81 \text{ m/s}^2$).

$A_{\text{din}}^{\text{ext}}$ - valores instantáneos máximos de las aceleraciones obtenidos durante las pruebas extremas.

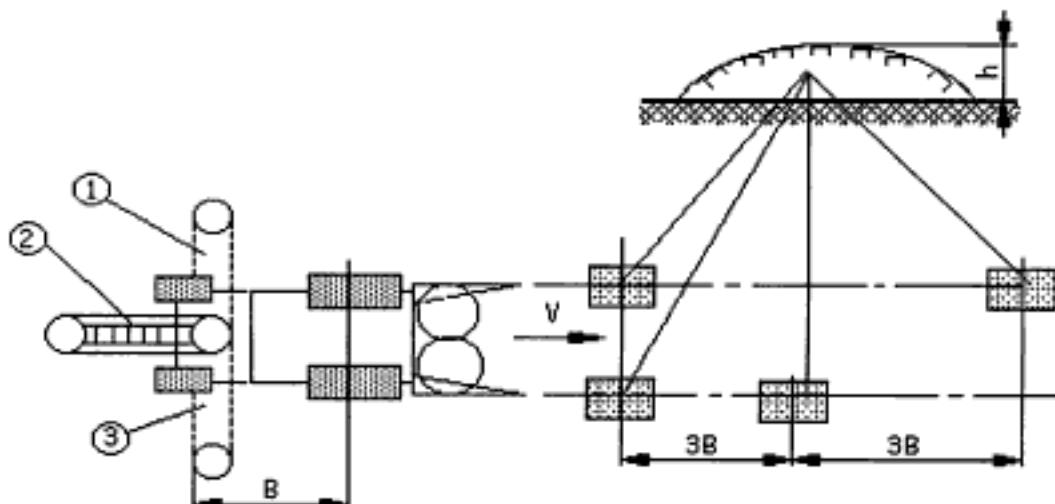


Fig. 1: Cosechadora y Pista de obstáculos (vista superior).
1, 2, 3 – Posiciones de trabajo del transportador de descarga.

Tabla 1: Coeficientes dinámicos de la cosechadora KTP-2M.

Posición del transportador de descarga	A	B	C	D
A la derecha	1.30	1.20	2.11	2.02
Recto	1.80	1.20	2.20	2.75
A la izquierda	1.50	1.18	2.12	2.06

En la tabla 1, se indican los coeficientes obtenidos para la cosechadora KTP-2M. En ella se hace referencia a los centros de gravedad: A - de la máquina, B - de la sección receptora, C - del cortacogollo y D - del transportador de descarga.

ANÁLISIS NUMÉRICO DEL BASTIDOR

A partir del modelo real del bastidor principal de la cosechadora KTP-2M se construyó el modelo fisicomatemático del mismo con ayuda del paquete profesional de Elementos Finitos Cosmos/2.5. Se tuvieron en cuenta diversas simplificaciones. En primer lugar no se consideraron los cartabones de unión de las barras de la cola con los largueros laterales.

Por otra parte los puentes motriz y direccional fueron modelados sin tener en cuenta sus particularidades geométricas, considerándose en ambos casos sus dimensiones externas fundamentales. Los apoyos del puente motriz se consideraron fijos en traslación y libres en rotación, mientras que los apoyos del puente direccional se consideraron fijos en traslación en dirección a los ejes y y z de coordenadas globales y libres en traslación en dirección al eje x, así como libres también en rotación.

Se construyó un modelo formado por elementos de membrana de tres nodos (Shell 3T) para las barras del bastidor, con seis grados de libertad por nodo, teniendo en cuenta que al utilizar este tipo de elemento quedaría situado en la superficie media de la cara modelada. También se usaron elementos sólidos (Solid) con 8 nodos y tres grados de libertad por nodo, para los muñones de apoyo inferior de la sección receptora con el bastidor principal y para la barra de apoyo del bastidor principal al puente direccional. Los materiales considerados fueron acero CT-3 para el bastidor y acero CT-45 para el resto de elementos sólidos con sus respectivas propiedades mecánicas y con característica elástica lineal.

A cada grupo de elementos le fueron asignados sus parámetros fisico-geométricos o constantes de espesor, generándose un maillado uniforme de los mismos. Se obtuvo para el bastidor de la KTP-2M original un modelo de 30 955 nodos (Figura 2 a).

Introducción de las cargas al modelo.

El peso de los diferentes órganos de trabajo y de los conjuntos de la máquina se introduce en los nodos del modelo donde se apoyan.

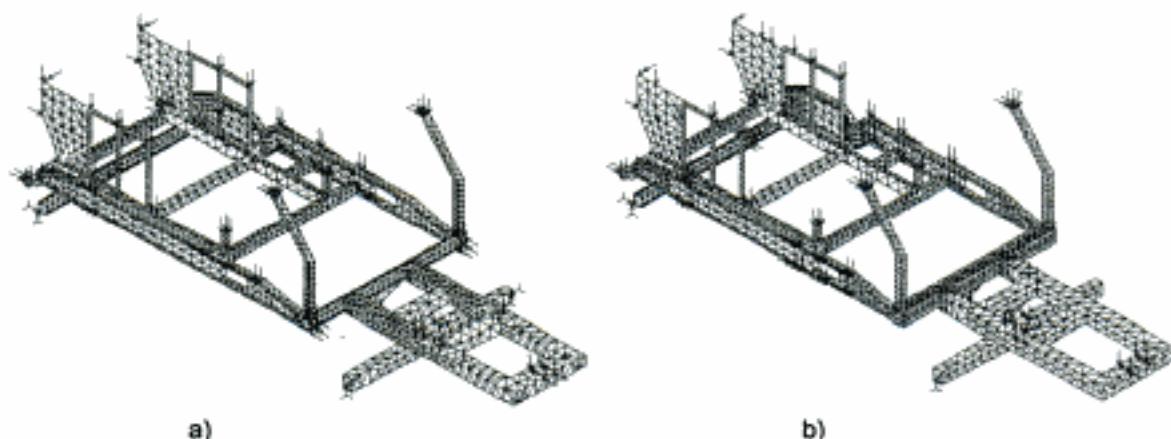


Fig. 2: Modelo por Elementos Finitos del bastidor actual de la KTP-2M
a) Modelo original; b) Modelo modificado.

Sus valores fueron determinados analíticamente calculando las reacciones en los apoyos para introducirlos en forma de acciones. Así se hizo con el cortacogollo y la cercha de apoyo del transportador de descarga. En el resto de los elementos se determinó mediante galgas extensométricas, o con dinamómetros, la reacción que producían en sus respectivos puntos de apoyo (Cingualbres, 1996; Virskii, 1990). Para determinar la masa de los diversos elementos se utilizó un dinamómetro mecánico de 2.5 t de capacidad con una precisión de 50 kg, y un error de $\pm 2\%$. A partir de estos datos se obtiene el estado de tensiones y deformación estático para el modelo original con vistas a realizar su validación mediante medición extensométrica.

Para llegar al nuevo modelo se decide partir del modelo original y modificarlo parcialmente donde resulte necesario. Eso se hace así teniendo en cuenta las limitaciones tecnológicas y la posibilidad real de realizar la modificación del bastidor principal en equipos ya en funcionamiento. Se busca hacer un uso óptimo del metal utilizado, conservando la resistencia del conjunto y aumentando la rigidez de la parte trasera de la máquina.

En el bastidor original los largueros de cola están formados por perfiles rectangulares de 123 mm de altura, 150 mm de base y 4 mm de espesor, con refuerzos interiores a todo lo largo de los mismos formados por láminas inclinadas de 4 mm de espesor. Las características geométricas que le corresponden son las siguientes: Área de la sección transversal $A = 3\ 183\ mm^2$, con unos momentos de inercia $I_{xx} = 5\ 123\ 806\ mm^4$, $I_{yy} = 7\ 453\ 012\ mm^4$ e $I_t = 11\ 226\ 312\ mm^4$. Estos largueros fueron sustituidos por perfiles rectangulares de 150 de altura x 123 de base y 4 mm de espesor, sin refuerzos interiores con: $A = 2\ 120\ mm^2$ y unos momentos de inercia $I_{xx} = 7\ 153\ 906\ mm^4$, $I_{yy} = 5\ 263\ 816\ mm^4$ e $I_t = 10\ 656\ 510\ mm^4$.

Los travesaños originales, de perfil rectangular de 120 x 150 x 4, fueron sustituidos por otros de 150 x 80 x 4. A su vez la unión de la cola con la parte central que estaba formada por un tubo de 120 mm de diámetro y 4 mm de espesor se sustituyó por un tubo rectangular de 150 x 120 x 4 (Figura 2 b). La relación óptima entre la altura y la base para los perfiles rectangulares propuestos se obtuvo a partir de los nomogramas de relación óptima de dichos parámetros en función de las solicitudes actuantes sobre los mismos. Estas so-

licitaciones fueron obtenidas utilizando galgas extensométricas (Cingualbres, 1996).

Validación del modelo del bastidor principal de la cosechadora KTP-2M.

El modelo numérico que se estudie debe corresponderse lo más exactamente posible con el objeto real. Según Spichenkov, y Chestenko (1989), se toman dos criterios para realizar la validación de los modelos analíticos:

1. La correspondencia entre el valor de las reacciones verticales en los puntos de apoyo en el modelo y en el prototipo de la máquina.
2. La correspondencia entre los valores de las tensiones normales en los nodos del modelo, coincidentes con las propias tensiones normales determinadas a partir de la medición experimental producto a las cargas estáticas de los órganos de trabajo.

La determinación de las reacciones verticales en el prototipo se realizó pesando la máquina en una báscula de 20 ton de capacidad, mostrándose los resultados según el primer criterio en la Tabla 2.

Para comprobar el segundo criterio habrá que tener en cuenta que no coinciden el nodo del modelo analítico con la posición geométrica del punto de medición de la galga extensométrica. A partir de las mediciones experimentales y según su distribución gráfica, asumiendo lineal en esa distribución tanto en la sección transversal de las vigas como a lo largo de estas se obtuvo la tensión en el punto exacto de comparación.

Analizando estos resultados se obtuvo una diferencia del 13,8 %, comparando las mayores de las tensiones experimentales y analíticas. Según Ichenko, (1992), es aceptable para la utilización de elementos de membrana de los modelos por elementos finitos aplicados a las máquinas agrícolas. Por lo tanto quedaba validado el modelo de elementos finitos para el bastidor principal de la cosechadora KTP-2M con las simplificaciones referidas. Una vez validado el modelo y que se puede afirmar que aplicándole diversas entradas reproduce la respuesta de igual forma que el modelo real, se pasa a realizar el análisis correspondiente.

Determinación del estado tensional extremo.

Para obtener el estado de tensiones y deformaciones extremo máximo de los modelos

Tabla 2: Reacciones verticales en los puntos de apoyo de la cosechadora KTP-2M.

Lugar de la rueda	Valor de la carga (kN)		% de diferencia
	Modelo analítico	Prototipo experimental	
Rueda motriz izquierda (Q1)	44,00	44,00	0,00
Rueda motriz derecha (Q2)	44,20	45,00	1,80
Rueda direccional izquierda (Q3)	15,40	14,10	9,20
Rueda direccional izquierda (Q4)	15,40	15,50	0,65

se incrementaron las cargas estáticas por los respectivos coeficientes dinámicos obtenidos en las pruebas de obstáculos. Esas pruebas se realizaron al modelo original, y los resultados, que aparecen en la Tabla 1, sirvieron para realizar el análisis de la resistencia y rigidez de ambos modelos.

RESULTADOS Y DISCUSIÓN

Evaluación de la resistencia y la rigidez.

Al efectuar el análisis de las tensiones experimentales extremas obtenidas en la pista de obstáculos y las determinadas en el análisis del modelo original, se aprecia que las tensiones máximas se producen cuando el transportador de descarga se encuentra en posición recta, en la zona de unión de la cola de la máquina con el tubo circular. En este punto, que a su vez la une a la parte central de la máquina se obtiene un valor máximo de las tensiones según Von Mises de 193 MPa (Figura 3). Esta zona de análisis coincide con la zona en la que se vienen localizando grietas en diversas cosechadoras con alrededor de 10 años de explotación.

No obstante este valor de carga está por debajo del límite de fluencia del material, que para el acero CT 3 es de 250 MPa. Eso nos lleva a determinar que la rotura no se produce por fractura, siendo el efecto característico del fallo por fatiga mecánica. Por otra parte, al analizar la distribución de las tensiones en el resto del bastidor se observa que no superan los 75 MPa, lo que lleva a concluir que existe una distribución no uniforme de las tensiones y un exceso de material en otras zonas del bastidor.

La tensión máxima en elementos del bastidor modificado, según Von Mises, tiene un valor de 126 MPa (Fig. 4), quedando margen para disminuir todavía más el material empleado. Se mantienen para el resto de las partes del bastidor valores de tensiones por debajo de 70 MPa por lo que la distribución en este caso es más equilibrada y uniforme.

Como resultado del análisis de la rigidez en ambos modelos observamos, según se aprecia en la Figura 5 a), que el desplazamiento vertical máximo se produce en la zona de apoyo del transportador de descarga.

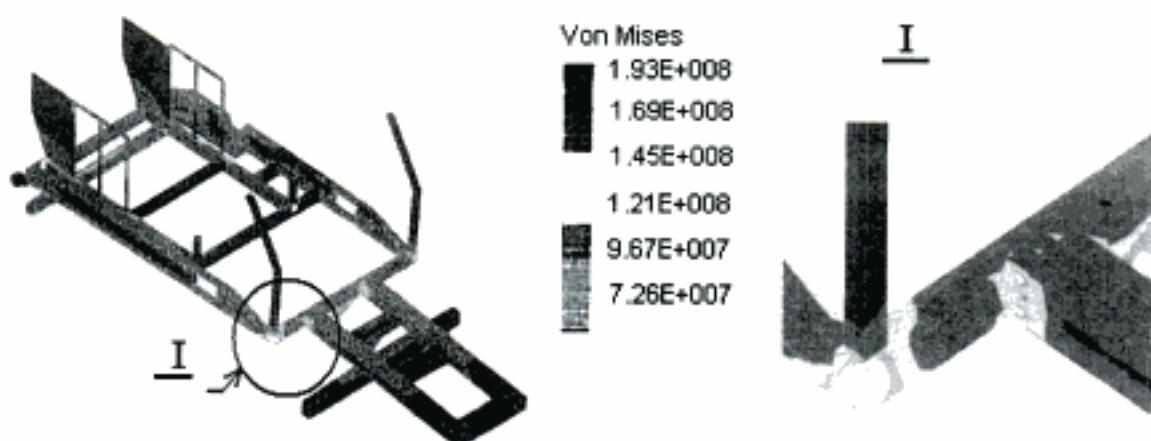


Fig. 3: Tensiones de Von Mises en el bastidor actual bajo cargas extremas.

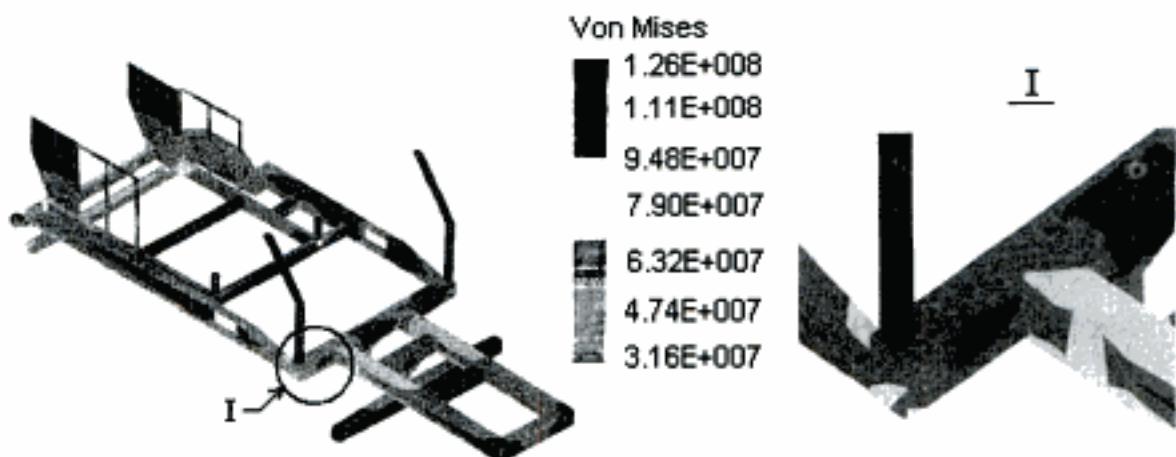


Fig. 4: Tensiones de Von Mises en el bastidor modificado bajo cargas extremas.

Este desplazamiento es el causante de pérdidas de caña durante las operaciones de cosecha al girar la tolva recolectora del transportador respecto al ángulo de caída de la gramínea al segundo transportador intermedio. El desplazamiento alcanza un valor de 45,3 mm. Las modificaciones introducidas en las secciones transversales consiguieron elevar la rigidez en el plano vertical. Estas modificaciones tuvieron de nuevo en cuenta la relación óptima de las secciones transversales en función de la relación de las cargas actuantes en cada zona.

Con la modificación propuesta se llega a un valor de 17,4 mm en desplazamiento vertical del punto crítico (Fig. 5 b), con lo que se resolvió el objetivo fundamental de esta investigación.

Al disminuir el área de la sección de las vigas en la zona trasera del bastidor transversal se obtuvo una disminución de la masa de 52 kg. Esta disminución es importante no sólo desde el punto de vista económico sino también desde el momento en el que un menor peso supone una disminución de la compactación en el suelo cultivado.

CONCLUSIONES

A partir de los resultados obtenidos del análisis teórico - experimental de la cosechadora de caña de azúcar, modelo KTP-2M

- 1) Se obtuvieron los coeficientes dinámicos máximos para la cosechadora, que permitieron realizar el análisis de las tensiones y deformaciones máximas del bastidor.

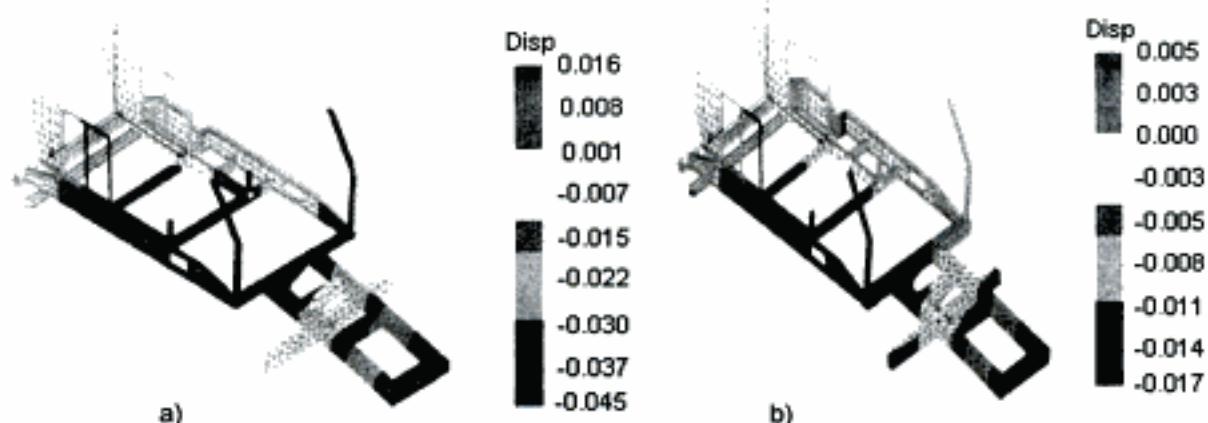


Fig. 5: Desplazamientos verticales.
a) En el bastidor actual; b) En el bastidor modificado.

Estos coeficientes pueden utilizarse en el análisis de otros elementos estructurales de la cosechadora o bien como referencia en prototipos de geometría y masas análogos.

2) Se determinó la existencia de una distribución no uniforme de tensiones y reserva de resistencia en el bastidor elevándose la rigidez en 2,6 veces en su parte posterior, factor que contribuirá a la disminución de las pérdidas en la cosecha.

3) Dada la configuración compleja de la geometría del bastidor de la cosechadora, con un elevado grado de hiperestaticidad, solo es posible acometer la optimización estructural del mismo con el empleo de los métodos modernos de análisis y experimentación y donde se tengan en cuenta la relación óptima entre los lados de los perfiles rectangulares huecos en función de los esfuerzos actuantes.

4) Se determinó que existen reservas de resistencia en el bastidor. Se deduce que las roturas que se han producido en el mismo no son por fractura mecánica instantánea, sino que se deben a fallo por fatiga, recomendándose realizar los estudios correspondientes para la vida útil o longevidad del bastidor.

REFERENCIAS

Androsov, A.A, "Investigación de las cargas de explotación de los elementos portantes de las cosechadoras de granos de alta productividad". Tesis de Doctorado en Ciencias. Rostov del Don, ICMA, Facultad de Ingeniería, 100 pág. (1974).

Cingualbres, R.E, P.R. Pérez y R.R. Guethón, "Informe Técnico de la evaluación extensométrica del prototipo de cosechadora cañera KTP-2M". Holguín, 83 pág. (1996).

Estrada C.R. "Optimización de los perfiles rectangulares de paredes delgadas". Revista Ciencias Técnicas Agropecuarias, 5(3), 9-14, (2000).

Dos Santos Filho, P.F "Utilização de um sistema de aquisição automática de dados para a avaliação dos níveis de vibração vertical no assento de um trator agrícola de neumáticos". Revista Ciencias Técnicas Agropecuarias, 12 (1), 17-24, (2003).

Herrera S.M. "Descompactación poscosecha de los vertisuelos mediante el empleo de escarificadores alados". Revista Ciencias Técnicas Agropecuarias, 12 (1), 7-12, (2003).

Ichenco, R.I, "Sobre la cuestión de la valoración de las cargas por los métodos numéricos, de los bastidores de las máquinas". Revista Dinámica y resistencia de las máquinas agrícolas. Rostov del Don, pág 8-15 (1992).

Navarro O.M. "Aspectos más importantes sobre la metodología para el cálculo y fundamentación económica de las variantes de fabricación de máquinas cosechadoras". Revista de Ingeniería Mecánica, ISPJAE, 4 (4), 19-26, (2001).

Norma Cubana 19-01-05, "Sistema de normas de protección e higiene del trabajo. Vibración general. Requisitos generales higiénicosanitarios". (1980).

Pérez P.R. "Investigación experimental de las cargas de explotación en el aparato trozador de la cosechadora de caña KTP". Revista Ciencias Técnicas Agropecuarias 11 (2), 15-21, (2002).

Spichenkov, B.B, A.B. Chestenko, "Dinámica en los sistemas portantes de las cosechadoras de trigo". Revista Dinámica de los Elementos y Agregados de las máquinas agrícolas. Editorial Mechbuz. Rostov del Don, pág 18-23 (1989).

Virskii, A.N. "Investigación de la carga del chasis". Revista Tractores y Máquinas Agrícolas (en Ruso). 11, 20-27 (1990).

Análisis de la Utilización de Fresas de Punta Esférica de Filos Helicoidales y Rectos para el Afinado de Superficies Complejas en Acero H13 (48 HRC)

J.O. Gomes¹ y R.V. Vallejos²

(1) Inst. Tecnológico de Aeronáutica, Div. de Ingeniería Mecánica-Aeronáutica,
Praça Marechal Eduardo Gomes N°50, Vila das Acáias, 12228-900 São José dos Campos, SP-Brasil
(e-mail: gomes@ita.br)

(2) Univ. de Caxias do Sul, Ciudad Universitaria, R. Francisco Getúlio Vargas N°1130,
95070-560 Caxias do Sul, RS-Brasil (e-mail: rvvallej@ucs.br)

Resumen

Este trabajo analiza las características de contacto herramienta/pieza del proceso de fresado y las influencias de los parámetros de corte, en 3 ejes, para la operación de afinado del acero SAE H13 (48 HRC). Los criterios de comparación fueron el acabado de la superficie maquinada y el desvío de forma de la pieza. Para evaluar el desvío de forma de la pieza fueron utilizados cuerpos de prueba compuestos por una parte metálica y otra de resina (Cibatool), fijados en diferentes inclinaciones. Cuando la herramienta sale de la resina y entra en el metal se observan dos niveles diferentes en la superficie. Se concluye que el uso de herramientas helicoidales es más ventajoso para operaciones con superficies inclinadas, típicamente encontradas en cavidades de moldes de inyección de plástico. Para superficies horizontales se sugiere la utilización de herramientas de filos y canales rectos, que son más fáciles de fabricar y afilar.

Analysis of Helicoidal Ball Nose end Mills for the Finishing of Free Form Surfaces on SAE H13 (48 HRC) Steel

Abstract

This work analyzes the tool/work-piece contact characteristics in the machining process, and the influence of cutting parameters on three axes for the fine finishing of SAE H13 (48 HRC) steel. The comparative criteria included the finish of the machined surface and the deviation in form of the piece. Evaluation of deviation in the form of the piece was made using test forms composed of one metallic part and one resin part (Cibatool), set at different inclinations. When the tool comes off the resin and enters the metal, two different levels in the surface are observed. It is concluded that the use of helicoidal-fluted tools is most useful for operations with inclined surfaces as typically encountered in cavities of plastic injection molds. For horizontal, flat surfaces, the choice of tools with straight flutes is a good alternative as they are more easily manufactured and sharpened.

Keywords: steel machining, helicoidal tool, tool/work-piece contact, free form surfaces, finishing

INTRODUCCIÓN

Cuando se utiliza una geometría de corte helicoidal, cada filo penetra paso a paso en la pieza, alcanzando un valor máximo de la fuerza de mecanizado, que si se compara con un filo único (Gomes et al., 2003). Sin embargo, el inconveniente de la utilización de esas herramientas es la necesidad de reafilirlas en máquinas CNC. Las herramientas con canales rectos son más fáciles de fabricar.

Considerando que operaciones de afinado se caracterizan por presentar pequeñas secciones de viruta, donde el ángulo de sobreposición de los filos es pequeño, este trabajo tiene por objetivo analizar la necesidad o no del uso de herramientas helicoidales en el proceso de afinado del acero H13 (48 HRC), comparando el uso de herramientas con filos rectos, típicamente afiladas en el piso-de-fábrica de las empresas fabricantes de moldes y matrices.

Condiciones de contacto pieza-herramienta de la Fresa helicoidal de punta recta

La sobreposición de varios filos muestra la ventaja de la geometría helicoidal para el control de la potencia de mecanizado (P). En este caso, la fuerza de mecanizado nunca llega a cero y la herramienta está siempre con sobrecarga. Esto produce estabilidad para el proceso de fresado, reduciendo la vibración y requiriendo potencias de corte constantes durante todo el proceso (Boogert et al., 1996, Gomes, 2003).

En el fresado frontal con fresas helicoidales, la magnitud de acción del filo depende del ángulo de hélice (λ). La magnitud del filo que está en acción durante el proceso determinará, de una forma significativa, tanto a la fuerza como a la potencia de mecanizado.

La ecuación de la fuerza de corte (F_c) para la fresa frontal es obtenida por intermedio de la ecuación modificada de Kinzle. En este caso, se debe conocer los valores empíricos: la fuerza específica de corte ($k_{c1,1}$) y el coeficiente de Kienzle (1-mc). Esta ecuación está fundamentada en el conocimiento de la tensión de deformación y mecanizado de los materiales, en la sección transversal de corte y en el número de dientes actuantes (Kölling, 1986, Altintas y Engin, 2003).

$$F_c = a_p \cdot z_e \cdot h_m^{1-mc} \cdot k_{c1,1} \quad (1)$$

Donde:

a_p [mm]: profundidad de corte axial
 z_e : número de filos actuantes en el corte
 h_m [mm]: espesura media de mecanizado

En la ecuación (1), ($a_p \cdot z_e$) se considera todos los filos que están actuando simultáneamente en el corte. Para un ángulo de ataque (κ) igual a 90° , que es la característica de una fresa frontal de filos rectos, se puede calcular el espesor medio de corte (h_m) por la siguiente aproximación:

$$h_m = f_z \cdot a_e \cdot 360^\circ / (\varphi_c \cdot \pi \cdot D) \quad (2)$$

Donde:

f_z [mm/rot]: avance por diente
 φ_c [°]: ángulo de penetración en el corte
 a_e [mm]: profundidad de corte radial

El ángulo de penetración en el corte (φ_c) es función de la relación de sobreposición de la profundidad de corte radial con el diámetro de la herramienta de corte (a_e/D) (Figura 1). Este ángulo es determinado por (Isakov, 1996):

$$\varphi_c = \arccos (1 - 2 a_e/D) \quad (3)$$

El perímetro de corte circular (l_{cp}) corresponde a la proyección de los filos actuantes sobre el área de la herramienta, o sea, la distancia que cada punto del filo realiza en una rotación de la herramienta. Ese perímetro es determinado por la siguiente ecuación (Kölling, 1986; Gomes, 2003):

$$l_{cp} = (\pi \cdot D / 360^\circ) \cdot \arccos(1 - (2a_e/D)) \quad (4)$$

Puede calcularse la dimensión del filo actuante (l_{sp}) para fresas de punta recta por la siguiente ecuación:

$$l_{sp} (\lambda = 0^\circ) = a_p \cdot l_{cp} / U_1 \quad (5)$$

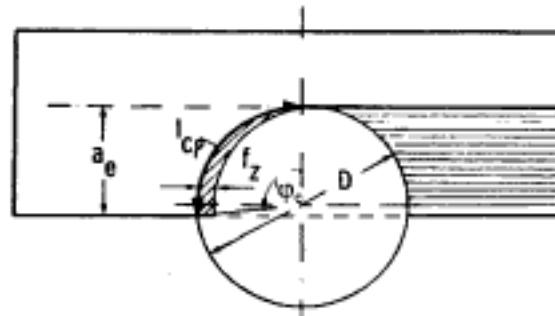


Fig. 1: Determinación del ángulo de penetración de corte (φ_c).

$$U_t = \pi D / z \quad (6)$$

Con la ayuda de las ecuaciones 1 a la 6, puede calcularse la potencia de corte (P_c) para fresas con filos rectos. Sin embargo, para fresas con filos helicoidales ($\lambda > 0^\circ$) son necesarias otras relaciones geométricas. Las variaciones del grado de sobreposición de los filos (Figura 2) son dependientes de la profundidad de corte axial (a_p), de la división periférica (U_t) y del ángulo de hélice (λ).

El grado de sobreposición de los filos ocurre cuando el perímetro del filo proyectado sobre la punta de la fresa (l_{sp}) es mayor que la división periférica (U_t). En caso negativo, la reciproca también es verdadera. El fresado uniforme es una excepción, en la cual el perímetro del filo (l_{sp}), proyectado sobre la punta de la fresa, es igual a la división periférica (U_t) (Kölling, 1986). Se estima que para cada grado de aumento del ángulo de hélice (λ), la fuerza de corte (F_c) y la fuerza de avance (F_t) aumente cerca de 1,5% y la fuerza pasiva (F_p) aumente cerca de 10%. Lo opuesto también es válido para este caso. Cuando son utilizadas herramientas con diámetro y número de filos diferentes, los valores de l_{sp} son alterados y, consecuentemente, la fuerza de mecanizado (F) también es alterada (Isakov, 1996).

Condiciones de contacto pieza-herramienta da Fresa de punta esférica

El mecanizado de una cavidad con una herramienta de punta recta presenta el inconveniente de una sobremida en forma de escala, debe ser retirada en la operación posterior de pre-afinado. Esta transición topográfica puede provocar oscilaciones de la fuerza de corte y deflexiones en la herramienta

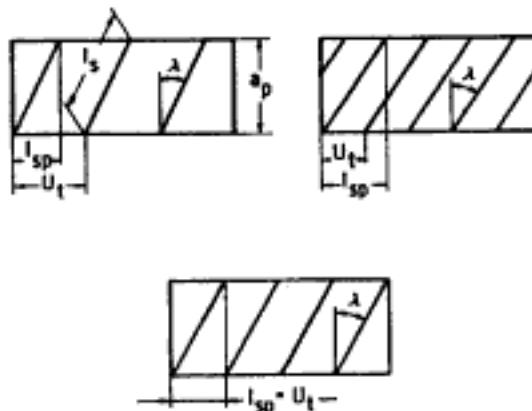


Fig. 2: Variaciones del grado de sobreposición del filo (Kölling, 1986).

para la operación posterior de pré-afinado o afinado, que, invariablemente, influenciarán en la precisión geométrica de la pieza. Con la utilización de herramientas de punta esférica o toroidales, la transición entre los pases es menos pronunciada y el volumen de sobremedida es menor.

Para fresas de punta esférica, las condiciones de contacto del filo se modifican continuamente, variando de un valor de velocidad nula en la punta de la herramienta hasta el máximo nominal en la región efectiva de corte. Independiente de la profundidad de corte radial (a_r), en el fresado en 2 1/2 ejes, la punta de la herramienta se mantiene en contacto en el corte.

El espesor (h) y el ancho (b) de la viruta aumentan progresivamente, reduciendo las tensiones en el filo de la herramienta, permitiendo, de este modo, el empleo de mayores velocidades de avance (Schulz, 1997; Altan et al., 2001).

Para el establecimiento de la potencia de corte (P_c) consumida por la máquina-herramienta en el fresado en 2 1/2 ejes, las condiciones de contacto de la fresa de punta esférica con el material de la pieza son mostradas en la figura 3:

El ángulo de penetración en el corte (ϕ_c) en la entrada y salida de la herramienta con corte concordante (ϕ_a) y (ϕ_s), puede determinarse por (Bieker, 1992):

$$\phi_c = \arccos (2 a_r / (D \cdot \operatorname{sen} \kappa) - 1) \quad (7)$$

para $a_r \leq (D/2) \cdot \operatorname{sen} \kappa$

$$\phi_a = 0^\circ$$

para $a_r > (D/2) \cdot \operatorname{sen} \kappa$

$$\phi_s = 180^\circ$$

para cualquier ángulo de ataque (κ)

El ángulo de penetración en el corte (ϕ_c) es determinado por:

$$\phi_c = \phi_a - \phi_s \quad (8)$$

Para fresas de punta esférica, el perímetro de corte circular (l_{sp}) corresponde a:

$$l_{sp} = \phi_c \cdot D / 2 \cdot \operatorname{sen} \kappa \quad (9)$$

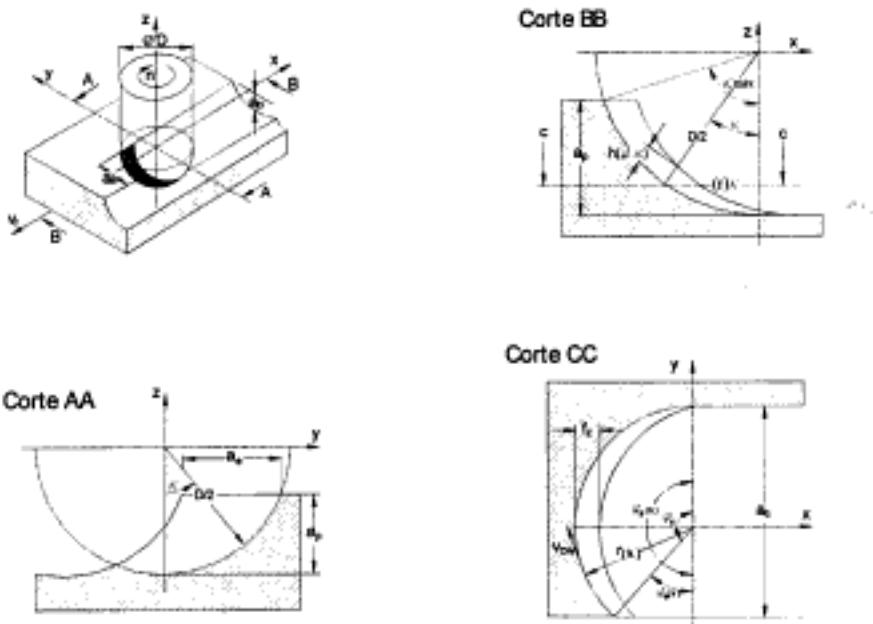


Fig. 3: Condiciones de contacto para una fresa de punta esférica (Bieker, 1991).

En este caso, el espesor medio de corte (h_m) es determinado por la siguiente aproximación:

$$h(\phi, \kappa) = f_z \cdot \operatorname{sen} \phi \cdot \operatorname{sen} \kappa \quad (10)$$

$$h_m = 2 \cdot f_z \cdot a_e / (\phi_c \cdot D \cdot \operatorname{sen} \kappa) \quad (11)$$

La sección transversal de corte (A_{sp}), en el contacto con fresas de punta esférica, es dependiente del ángulo de penetración en el corte (ϕ_c):

$$A_{sp} = \int_0^{\kappa_{\max}} f_z \cdot \operatorname{sen} \kappa \cdot \frac{D}{2} \cdot d\kappa$$

$$A_{sp} = f_z \cdot (D/2) \cdot \operatorname{sen} \phi_c \cdot (1 - \cos \kappa_{\max}) \quad (12)$$

El ángulo de ataque máximo (κ_{\max}) es calculado por:

$$\kappa_{\max} = \arcsen[(2 \cdot a_e/D) \cdot (1/(1 + \cos \phi_c))] \quad \text{para } \phi < \phi_c$$

$$\kappa_{\max} = \arccos[1 - 2 \cdot (a_e/D)] \quad \text{para } \phi \geq \phi_c \quad (13)$$

La velocidad de corte (v_c) es una función del ángulo de ataque (κ), puesto que varía al largo del filo (Bieker, 1992). La velocidad de corte efectiva (v_{cef}) es calculada por:

$$v_{cef} = v_c \cdot \operatorname{sen} \kappa \quad (9)$$

$$v_c = \pi \cdot n \cdot D/1000 \quad (14)$$

($a_e = D/2$ y n [rpm] = rotación de la herramienta de corte)

Análisis de la influencia de la geometría de la herramienta sobre la calidad superficial

Con el aumento de la profundidad de corte radial (a_e) y el ángulo de inclinación entre la herramienta y la normal de la superficie (β), las fresas de punta toroidal y recta presentan un comportamiento semejante en relación al aumento de la rugosidad teórica (R_{th}). El mismo resultado no ocurre para una fresa de punta esférica (Gomes, 2003).

Debido a la característica geométrica de la punta esférica de la fresa, el ángulo de inclinación entre el cuerpo de la herramienta y la normal de la superficie (β) no influencia en la rugosidad teórica (R_{th}). Además, la influencia de la profundidad de corte radial (a_e) es mucho mayor, comparado con las fresas de punta recta y toroidal.

Las geometrías circulares de los filos de las fresas de punta esférica y toroidal provocan un perfil en forma de ondas. Este perfil no sufre influencia del ángulo de inclinación entre la herramienta y la normal de la superficie (β).

Para todos los tipos de puntas de herramientas, en la dirección longitudinal al avance, la rugosidad teórica (R_{th}) aumenta proporcionalmente al avance (f_z). Mientras tanto, para herramientas de punta esférica y toroidal, la influencia del avance (f_z) es menos sensible, debido al valor elevado del radio de la punta (r_c).

Para fresas de punta recta, con el ángulo de inclinación entre la herramienta y la normal de la superficie (β), se produce un perfil en forma de diente de sierra. El valor máximo de rugosidad teórica (R_{th}) es obtenido para $\beta = 45^\circ$. Con la variación del avance (f_z), se establece una relación lineal con la rugosidad teórica (R_{th}).

De este modo, debido a la independencia del ángulo de inclinación entre la herramienta y la normal de la superficie (β) y de la pequeña relación con el avance por corte (f_z), las herramientas de punta esférica son más adecuadas para el afinado en 3 ejes de superficies complejas.

La profundidad de corte radial (a_r) ejerce una influencia significante en la formación de la altura de los picos. Por otro lado, en operaciones con altas velocidades de corte (HSC) es posible el empleo de pequeñas profundidades de corte radiales (a_r), con altas velocidades de avance, sin perjudicar el tiempo de fabricación.

Geometría de contacto con fresa de punta esférica

En el fresado en 3 ejes, para la descripción de las características de contacto herramienta/pieza en un determinado punto (P), es necesario conocer las siguientes informaciones (Schulz, 1996): el valor de la sobremedida de corte, como función del diámetro de la herramienta de corte (D) y de la profundidad de corte en la dirección normal a la superficie (a_n); la forma de las líneas de fresado, como función de la profundidad de corte radial en la dirección tangencial a la superficie (a_w), el ángulo de inclinación de la superficie de la pieza con la mesa de la máquina en posición horizontal (α) y la dirección del movimiento de corte, en relación a la superficie (corte concordante/ discordante); las características particulares del punto de contacto (P), como función del radio de curva de la superficie en la dirección longitudinal al avance (r_v), el in-

cremento lateral (p_s) y el ángulo de rampa de la superficie (θ).

Realizando una análisis de las características geométricas citadas anteriormente, se verifica la dependencia de esos factores con el ángulo de penetración de corte (ϕ_c), con el área de superficie mecanizada por la punta de la herramienta, con la sección de la viruta, espesor (h) y ancho (b). Dependiendo de la inclinación de la superficie, durante el proceso de fresado en 3 ejes con herramientas cilíndricas de punta esférica, varias partes del filo están en contacto con la pieza; y como los ángulos de contacto en el corte, en la entrada y salida (ϕ_i y ϕ_o), son funciones del ángulo de ataque (κ), todos los puntos del filo estarán sobre diferentes situaciones de cargas en una determinada línea de contacto (Altan et al., 2001).

El ángulo de inclinación de la superficie de la pieza con la mesa de la máquina horizontal (α) determina la calidad del corte con herramientas de punta esférica. Cuando el centro de la herramienta está en contacto en el corte, las cargas sobre el filo y la vibración son máximas, debido a la fuerza pasiva elevada (F_p) y el área de salida pequeña de la viruta en la punta de la herramienta.

A continuación, se muestran los estudios al respecto de la influencia de la geometría del canal de una fresa de punta esférica, utilizada para operaciones de afinado de cavidades de moldes de inyección en acero SAE H13 (48 HRC). Los análisis tienen como base los resultados de acabamiento superficial y de error de forma.

MATERIALES Y MÉTODOS

El acero H13 presentó las medias de dureza de 48 HRC y composición química de acuerdo con la tabla 1.

Los ensayos fueron realizados en un centro de mecanizado FAMUP, 3 ejes, con curso máximo de desplazamiento en X de 1200 mm, Y de 1000 mm y Z de 600 mm, rotación máxima del eje árbol de 10000 rpm, con po-

Tabla 1.: porcentaje en peso del acero SAE H13

C	Si	Mn	Cr	V	Mo
0,4	0,3	0,3	5,5	0,3	1,1

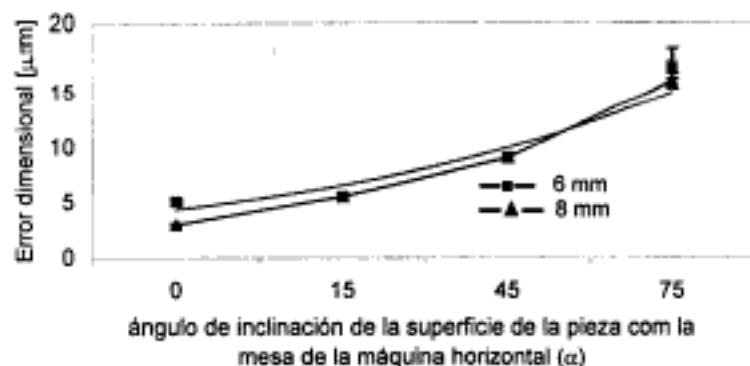


Fig. 5: Influencia del ángulo de inclinación de la superficie de la pieza con la mesa de la máquina horizontal (α), sobre el error dimensional, para dos diámetros distintos (6 e 8 mm).

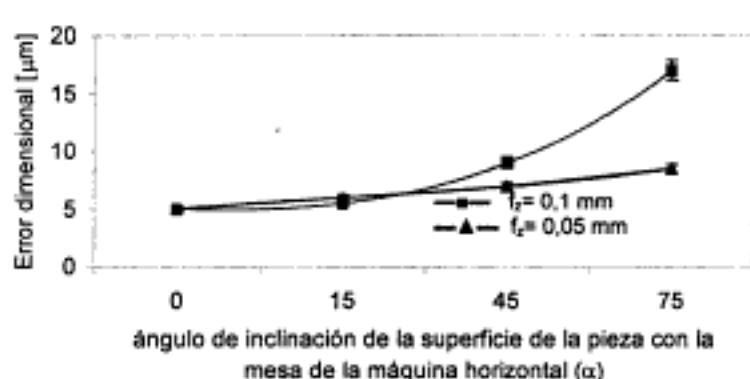


Fig. 6: Influencia del avance por filo (f_z) sobre el error dimensional, con el aumento del ángulo de inclinación de la superficie de la pieza con la mesa de la máquina horizontal (α).

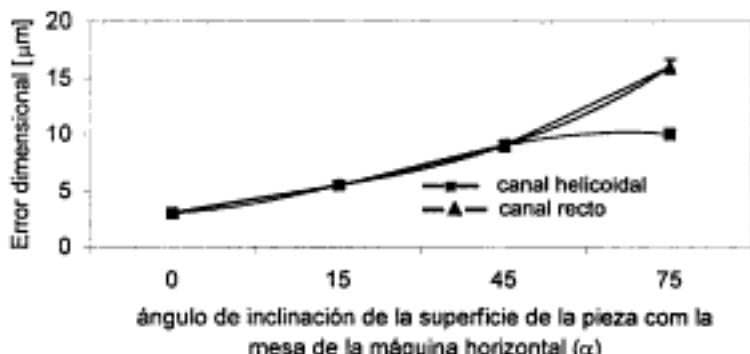


Fig. 7. Influencia de la utilización de filos helicoidales sobre el error dimensional, con el aumento del ángulo de inclinación de la superficie de la pieza con la mesa de la máquina horizontal.

De igual forma, para esta situación, se verificó una rugosidad media (R_z) desfavorable. Con la disminución de este ángulo el grado de sobre posición del filo aumenta y el proceso de corte pasa a ser más estable.

Con el aumento del avance (f_z), el espesor de viruta máxima (h_{max}) aumenta y la reacción del impacto del filo de la herramienta con la pieza es más pronunciada (Figura 6). Para pequeñas inclinaciones de la superficie de la

Material: Acero H13
Dureza: 48 HRC
Parámetros:
corte concordante
 $f_z = 0.1$ mm
 $a_r = 0.2$ mm
 $v_{cort} = 200$ m/min
Herramienta:
metal-duro K03
punta esférica

Material: Acero H13
Dureza: 48 HRC
Parámetros:
corte concordante
 $a_r = 0.1$ mm
 $a_r = 0.2$ mm
 $v_{cort} = 200$ m/min
Herramienta:
metal-duro K03
punta esférica
 $D = 6$ mm

pieza con la mesa de la máquina horizontal (α) la variación del avance no fue sensible, debido a la mayor estabilidad de la punta de la herramienta de corte.

Otra característica fundamental para el análisis de desviación de la herramienta es la influencia del ángulo de hélice. Se verificó que en condiciones de afinado, o sea, pequeñas secciones de viruta, la ventaja del uso de herramientas helicoidales solamente fue significativa para ángulos de inclinación de la superficie de la pieza con la mesa de la máquina horizontal (α) mayores que 75° (Figura 7).

Con el uso de herramientas de punta esférica, independientemente de la rotación aplicada, la velocidad de corte efectiva (v_{eff}) en la región central del filo tiende a cero. Por lo tanto, la variación del error dimensional de la superficie con el aumento de la velocidad de corte (v_c) no es significativa.

CONCLUSIONES

En la operación de afinado, se establecieron las relaciones de las características de contacto herramienta/pieza para el proceso de fresado frontal, en 3 ejes. Posteriormente se analizaron las influencias de los parámetros de corte y de la geometría del canal de la fresa sobre el error dimensional.

Se verificó que el uso de herramientas helicoidales es más ventajoso para operaciones que requieren ángulos mayores de inclinación de la superficie de la pieza con la mesa de la máquina horizontal (α), o sea en situaciones encontradas para la fabricación de cavidades profundas. En caso contrario, se puede optar por la utilización de herramientas de filos rectos, que son más fáciles de fabricar y afilar.

REFERENCIAS

Altan T., B. Lilly, Y. Yen, Manufacturing of Dies and Molds. *Annals of Mold Making Conference*, Columbus, Ohio, U.S.A. (2001).

Altintas, Y., S. Engin, Generalized Modeling Of Milling Mechanics And Dynamics: Part II - Inserted Cutters. *Virtual Library at the University Of British Columbia, Department Of Mechanical Engineering*. 2324 Main Mall, Vancouver, B.C., V6t 1z4, Canada (2003).

Bieker, R., NC-Fräsen von Stahlhohlformen. VDI-Verlag GmbH, ISBN 3-18-401190-9 (1992).

Boogert, M., H.J.J. Kals, F.J.A.M. Van Houten, Tools Paths and Cutting Technologies in Computer-Aided Process Planning, *Int. Journal. Adv. Manufacturing. Technology*, 11, 186-197 (1996).

Gomes, J.O., Fabricação de Superfícies de Forma Livre por Fresamento no Aço Temperado ABNT 420, na Liga de Alumínio AMP 8000 e na Liga de Cobre Cu-Be, Universidade Federal de Santa Catarina, 150 pp. (2001).

Gomes, J. O., y otros 6 autores, Usinagem Em Altissimas Velocidades - Como Os Conceitos Hsm/Hsc Podem Revolucionar A Indústria Metal-Mecânica In: Usinagem Hsc. 1 Ed. São Paulo: Erica, 1, 1-216 (2003)

Gomes, J. O. In Fresatura High Speed II Sucesso Vuole Regole Precise. Macchine Utensili, Milão, Itália, 48 - 61 (2003).

Isakov, R., The Mathematics of Machining, Americam Machinist, 37-39 (1996).

Kölling, D., Prozessoptimierung und Leistungssteigerung Beim Schaftfräsen. Dissertation, RWTH-Aachen (1986).

Schulz, H. "State of the Art and Trends of High Speed Machining", Seminário de Usinagem com Altissima Velocidade de Corte e Alta Precisão. Universidade Metodista de Piracicaba (1997).

Purificación y Caracterización del Circón y su Posible Uso en el Confinamiento de Desechos Radiactivos

G. García¹, E. Ordóñez¹, R. Drot² y M. Pérez¹

(1) Inst. Nacional de Investigaciones Nucleares, Dpto. de Química, Carretera México-Toluca Km. 36.5, 52045 Salazar, Estado de México-Méjico (e-mail: edo@nuclear.inin.mx)
(2) Groupe de Radiochimie, Institut de Physique Nucleaire d'Orsay, 91406 Orsay-France

*autor a quien debe ser dirigida la correspondencia

Resumen

En este trabajo se presenta la metodología para la purificación del circón ($ZrSiO_4$) a partir de arena de mar de las costas de Baja California Sur-Méjico. La caracterización estructural se hace por: difracción de rayos-X, microscopía electrónica de barrido, análisis infrarrojo y análisis termogravimétrico. La simulación de la estructura del circón se realizó con el paquete informático Cerius, el difractograma calculado se compara con el experimental. La caracterización superficial se obtiene por medio de la determinación del área superficial, punto isoeléctrico y densidad de sitios de superficie. Se obtuvo el $ZrSiO_4$ a partir de arena de mar de manera fácil y económica con alta pureza y con características convenientes para realizar estudios de sorción de algunos lantánidos y actinídos. Por su pureza y abundancia, se recomienda hacer estudios del circón para la confección de barreras de contención en confinamientos de desechos radiactivos.

Purification and Characterization of Zircon, and its Possible Uses in Radioactive Waste Storage

Abstract

A methodology is presented for the purification of zircon (zirconium silicate- $ZrSiO_4$) extracted from beach sand from Baja California Sur, Mexico. Structural characterization was performed using X-ray diffraction, scanning electronic microscopy, infrared and thermogravimetric analysis. The structure simulation was done with Cerius software to compare with the experimental data. Surface characterization was performed by surface area, isoelectric point and surface site density techniques. $ZrSiO_4$ was easily and economically obtained from beach sand, was of high purity, and possessed useful characteristics for carrying out studies on sorption of some lanthanides and actinides. Due to its purity and abundance, the use of zircon is recommended for making containment barriers for the confinement of radioactive wastes.

Keywords: zirconium silicate, zircon, characterization techniques, beach sand, radioactive waste storage

INTRODUCCIÓN

La mayoría de los residuos radiactivos son generados en las centrales nucleares (el 95% de desechos radiactivos es generado por esta industria) y el resto proviene de actividades como investigación, medicina, biología, etc. Los residuos de alto nivel generan calor y radiactividad ya que contienen una gran cantidad de isótopos radiactivos de vida media larga que requieren instalaciones específicas y seguras para su disposición final (IAEA, 2002). Para esto es necesario que pasen por un proceso de enfriamiento en piscinas llenas de agua para reducir el calor y favorecer el decaimiento radiactivo, posteriormente pueden ser trasladados a otras instalaciones de almacenamiento temporal en espera de ser reprocesados o confinados de manera definitiva (Ruikar et al., 1992).

Hoy en día la solución considerada más favorable y segura para la última etapa de gestión de los residuos consiste en las denominadas instalaciones de almacenamiento geológico profundo (Clarke, 1996). Básicamente consiste en el almacenamiento de los residuos en instalaciones pasivas a una profundidad de unos 500 o 1200 metros, construidas mediante la interposición de una serie de barreras artificiales en donde los residuos que han sido confinados en cápsulas de metal resistente a la corrosión, se disponen en galerías que serán taponadas con materiales absorbentes (Puls, 1995; IAEA, 2003).

La principal limitante que tienen estos repositorios nucleares es que la capa mineral donde se encuentran alojados (barrera geológica), por si sola no evita la migración de desechos radiactivos, razón por la cual se ha considerado que otras barreras artificiales colocadas entre la barrera geológica y los contenedores de material radiactivo pueden evitar o retardar eficazmente su dispersión al ambiente (Drot et al., 1998; Ott, 2000).

Entre los materiales que tienen propiedades de sorción de metales pesados en solución se encuentran los óxidos metálicos como son MgO_2 , TiO_2 , ZrO_2 , $FeO(OH)$, etc. (Granados et al., 2004; Lomenech et al., 2003). Otro grupo importante es el formado por las arcillas, formadas esencialmente por aluminosilicatos compuestos y finalmente se han estudiado ampliamente los fosfatos de metales divalentes o trivalentes (Ca, Sr, Zr, La, etc.) (Badillo et al., 1999; Gruber et al., 1999). La mayoría

de estos compuestos mencionados son producto de síntesis o requieren de complicados procesos de purificación (Ordóñez et al., 2002; 2003). Los materiales susceptibles de ser utilizados en estas barreras de contención, deben ser permeables, resistentes a la compactación y a las radiaciones, no deben liberar productos secundarios dañinos o tóxicos. Además estos compuestos deben tener amplia disponibilidad y precios razonables, debido a los grandes volúmenes requeridos (IAEA, 2002; Ordóñez, 1999). Por esta razón la investigación se centra en la purificación y caracterización de circonio obtenido a partir de arena de mar ya que debido a las características químicas y físicas que posee, se presenta como candidato ideal para ser utilizado en estudios de sorción de algunos actinidos y lantánidos.

METODOLOGÍA

Obtención del Circonio (Silicato de circonio)

El primer paso es hacer un análisis por difracción de rayos-X (DRX) a la arena para determinar su composición y así poder aplicar la técnica de purificación adecuada. En seguida se pesan 100 g del material y se colocan en un vaso de precipitado de teflón de 200 mL, se humedecen con agua destilada y se adiciona un volumen de 30 mL de ácido fluorhídrico, esta suspensión se calienta en baño de arena por espacio de 48 h, reponiendo el volumen evaporado con ácido. En seguida se pasa por un filtro de fibra de vidrio, lavando varias veces el sólido remanente con agua desmineralizada. El sólido se hace reaccionar con 100 mL de una solución de hidróxido de sodio 1:1 p/v, posteriormente se lava con 200 mL de agua desmineralizada caliente, se filtra y se deja secar, para hacer su caracterización y comprobar su pureza.

Caracterización del compuesto

Una vez que el silicato de circonio es obtenido, se caracteriza y se determina el grado de pureza por medio del análisis con las técnicas que se describen a continuación:

Cristalinidad: Para realizar este análisis se utiliza un difractómetro de rayos X, marca Siemens D500. Aproximadamente 0.5 g de muestra en polvo, son colocados sobre un vidrio biselado y cubierto con otro, se hacen girar suavemente uno sobre otro, hasta extender la muestra. Se introduce en el goniómetro del difractómetro de rayos X. Así puede hacerse

una comparación exacta entre el patrón de difracción de un cristal de referencia y una muestra desconocida (Amigo, 1981).

Morfología: Para la preparación de la muestra es utilizado el procedimiento, que se aplica a materiales que no son conductores, que consiste en fijar la muestra en una cinta adhesiva de carbón y recubrirla con una fina capa de oro (99% de pureza) de 20 nm (nanómetros) de espesor para hacerla conductora y es introducido a la cámara de vacío del microscopio. De esta manera se pueden obtener imágenes nítidas y libres de estática. Para realizar este análisis se utiliza el Microscopio electrónico de barrido PHILIPS XL-30 EDAX PHILIPS XL-30 asociado con una microsonda EDX, para realizar simultáneamente un microanálisis elemental semicuantitativo puntual (Barrio, 1982).

Espectroscopia Infrarroja con Transformada de Fourier: El análisis del silicato de circonio se realizó en un equipo Nicolette modelo IR 550. Por medio de este equipo se caracterizó al material purificado. Dicho análisis se efectúa extendiendo una película sobre un disco pulverizante al material en bromuro de potasio, y haciendo una pastilla compacta. En el espectro IR de cada muestra se analizaron las regiones donde aparecen las principales bandas de absorción, identificando los diferentes grupos funcionales pertenecientes al circón.

Estabilidad térmica: Este análisis se realizó con la ayuda de un Analizador Termogravimétrico TGA-TDA 51TA instruments, acoplado a una computadora Termal Analyst 2000 TA instruments. Este análisis permite determinar cualquier cambio en las propiedades físicas de una sustancia, en función de un gradiente de temperatura, sujeto a un programa de control. El análisis termogravimétrico se realizó partiendo de la temperatura ambiente hasta los 800°C, y permitió determinar la estabilidad del mineral.

Determinación del área superficial: Este parámetro ayuda a determinar el área superficial total que presenta el compuesto estudiado. Se obtiene en el equipo Gemini 2360 V3.03, usando la técnica BET multipunto.

Determinación del Punto isoeléctrico: La técnica de la titulación en masa fue empleada para realizar este análisis. Consiste en la medición del pH resultante del equilibrio de diferentes masas del mismo compuesto en un volumen dado de agua destilada que se agita por es-

cio de 24 h en una caja de guantes con atmósfera de nitrógeno (Drot et al., 1998).

Sitios de superficie: Los sitios se determinan por medio de titulaciones ácido base de la solución de fondo que en este caso es nitrato de potasio y de esta contenido al silicato de circonio. El cociente entre los sitios activos y el área superficial permite determinar el número de sitios activos totales por nanómetro cuadrado (Lomenech et al., 2003).

Modelado de la molécula.

Modelación con el Acces Cerius II: Un estudio teórico aplicando simulación dinámica molecular complementa el trabajo experimental. La simulación dinámica molecular es una herramienta utilizada para el estudio teórico de los materiales, que se basa principalmente en teorías como la Mecánica Molecular y la Mecánica Cuántica (Louis et al., 1998).

Para realizar la simulación es necesario establecer un modelo teórico del material, en este caso, el modelo se obtuvo a partir de la fórmula química ($ZrSiO_4$) y de las bases de datos empíricos de la estructura cristalina del circón, tales como (Robinson et al., 1971):

Información del grupo espacial: I 41/a m d
Número de tabla: 141

Tipo de red: Tetragonal

Grupo puntual: 4/m m m

Tipo de celda: centrada en el cuerpo.

Parámetros de la celda: $a = 6.607 \text{ \AA}$, $b = 6.607 \text{ \AA}$, $c = 5.982 \text{ \AA}$; $\alpha = 90^\circ$, $\beta = 90^\circ$, $\gamma = 90^\circ$.

RESULTADOS Y DISCUSIÓN

Debido a que la materia prima es la arena de mar, se presentan las fotografías en la figura 1 en donde se ve la diferencia física, que existe entre la arena de mar y el circón ya purificado.

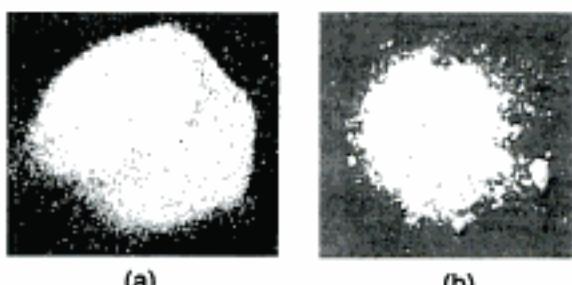


Fig 1: a) arena de mar b) circón

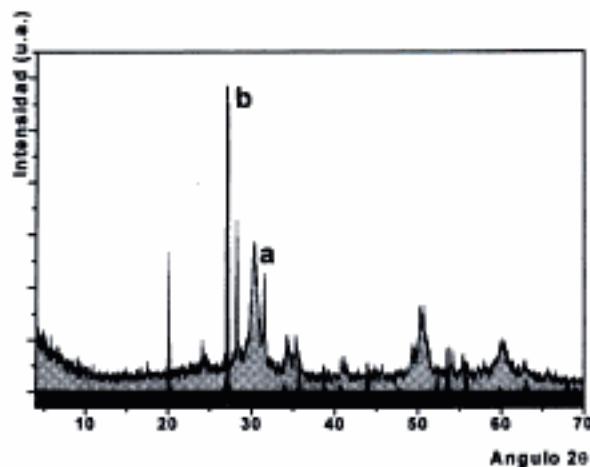


Fig 2: a) Difractograma de la arena de mar b) Difractograma del circonio.

Difracción de rayos X

En la figura 2 a) se muestra el difractograma de la arena de mar que fue utilizada como materia prima para obtener el circonio, se observa la presencia de diversos compuestos entre ellos, el dióxido de circonio, el circonio y el dióxido de silicio, pequeñas cantidades de aluminosilicatos y carbonatos diversos, así como óxidos de hierro.

El difractograma b) de la misma figura indica que después de la purificación de la arena de mar, se obtuvo el circonio completamente puro, que fue identificado de acuerdo a la tarjeta del Join Comite on Powder Diffraction Standar (JCPDS) No. 6-266. Todos los picos que muestra el difractograma fueron asignados al compuesto, lo que representa gran pureza y cristalinidad.

Microscopia Electrónica de Barrido de alto vacío

A continuación se muestra gráficamente la evolución de las etapas del proceso de purificación y producción del compuesto deseado. Las características morfológicas que presenta la arena antes de ser purificada indican que se trata de un material heterogéneo, que está formado por cristales de diferentes colores y con distintas morfologías. Así mismo existen pequeñas partículas que se depositan sobre los cristales más grandes.

Las fotografías fueron tomadas a 250 kV con electrones retrodispersados, en campo oscuro y se muestra en la Figura 3.

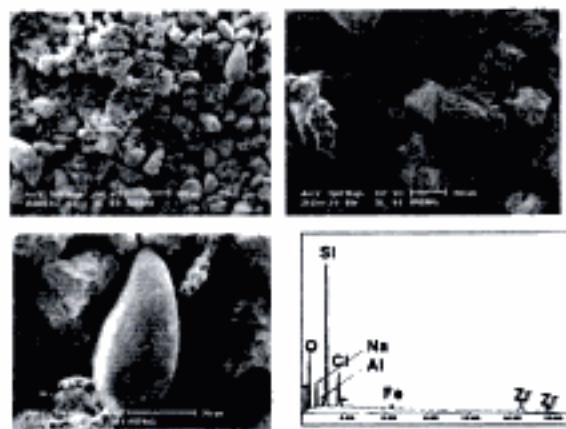


Fig 3: Micrografías y EDS de la arena de mar.

El análisis químico elemental semicuantitativo puntual obtenido por EDS mostró que el material está constituido por hierro, aluminio, cloro y sodio en cantidades pequeñas y en mayor proporción se encuentra el oxígeno, el silicio y el circonio estos últimos son los materiales que componen el silicato de circonio, material de interés en este trabajo. Los resultados del análisis EDS realizados en 10 puntos de la muestra dieron los resultados presentados en la tabla 1.

Tabla 1: Análisis elemental de la arena de mar.

MUESTRA	Elemento (% atómico)				
	Si	Zr	O	Al	Fe
8006	34.21	4.61	59.34	0.32	1.52
4796	22.26	18.81	57.5	0.30	1.13
8006	34.21	4.61	59.34	0.32	1.52
3833	20.46	13.89	64.28	0.30	1.07
3340	22.78	12.76	63.17	0.35	0.94
5499	24.28	10.85	63.39	0.38	1.10
902	24.96	16.19	56.99	0.34	1.52
903	27.49	14.13	56.91	0.33	1.14
904	24.96	16.19	56.99	0.34	1.52
905	27.49	14.13	56.91	0.33	1.14

La micrografía correspondiente al silicato de circonio obtenido a partir de la arena de mar, se presenta en la Figura 4 en donde este el circonio como un granulado fino de tamaño homogéneo y los análisis EDS indican que solo existe circonio, oxígeno, y silicio. Los elementos menores como el hierro o el aluminio fueron eficientemente disueltos en la fracción ácida. El exceso de silice se eliminó por evaporación directa del gas de tetrafluoruro de silicio formada con el ácido fluorhídrico, en estas condiciones el silicato de circonio no reacciona.

Tabla 2: Análisis elemental del círcón

Elemento (% atómico)					
MUESTRA	Si	Zr	O	Al	Fe
3092	18.3	14.3	67.4	-	-
185	15.7	16.9	67.4	-	-
465	17.7	17.5	64.8	-	-
3092	15.3	14.9	69.8	-	-
3094	16.9	15.1	68.0	-	-
3096	14.8	17.3	67.9	-	-
365	16.8	17.7	65.5	-	-
185	15.7	14.9	69.4	-	-
3092	17.1	16	66.9	-	-
3095	16.5	15.4	68.1	-	-

En los análisis EDS que se presentan en la Tabla 2 se observa la composición química del circon. Los resultados indican que después de haber sido realizado el tratamiento químico, se logra eliminar a los elementos contaminantes de la muestra, logrando un alto grado de pureza.



Fig 4: Micrografía del círcón.

Análisis Termogravimétrico

El análisis termogravimétrico indica que el circonio es altamente estable en el rango del análisis, tal como se muestra en la Figura 5 en donde se observa el termograma correspondiente al circonio purificado a partir de arena de mar.

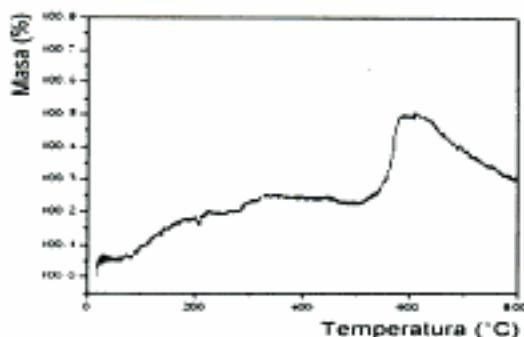


Fig 5: Termograma del circón.

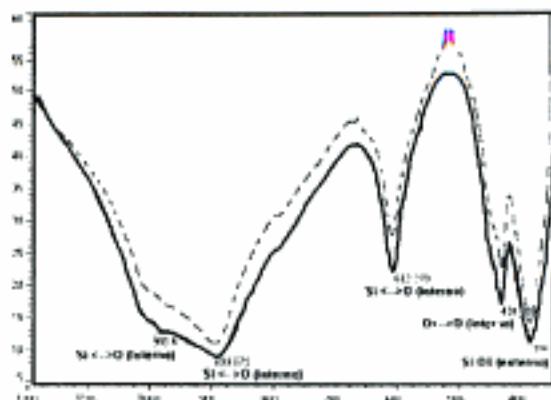


Fig 6: Espectro Infrarrojo del circón.

Espectrometría infrarroja con Transformada de Fourier

El espectro Infrarrojo obtenido a partir del circonio purificado fue comparado con el de la literatura y las bandas de absorción se muestran en la Figura 6 en donde se observan los grupos funcionales correspondientes a O-Si, (Pecharromán, 1994).

Área superficial (BET multipunto)

El resultado del área superficial del circón fue de $1.8 \text{ m}^2/\text{g}$, que comparada con la reportada en la literatura ($2.1 \text{ m}^2/\text{g}$) muestra que el tratamiento de purificación de la arena de mar es eficiente y produce un compuesto con buenas características de superficie. (Lomenech et al., 2003).

Modelación con el paquete *accu cerius II*

El modelo fue hecho en el paquete de simulación acce cerius II. En la Figura 7 se muestran tres diferentes vistas del modelo de la celda del circón, en los ejes X, Y, Z. La información de los picos obtenidos se muestra en la Tabla 3.

A partir del modelo se obtuvo la simulación del difractograma de rayos-X que se muestra en la Figura 8 y que coincide con el obtenido de forma experimental, que se encuentra en la Figura 2. La estructura del circón consiste de tetraedros alternados de SiO_4 y ZrO que comparten los bordes para formar cadenas paralelas en dirección "c".

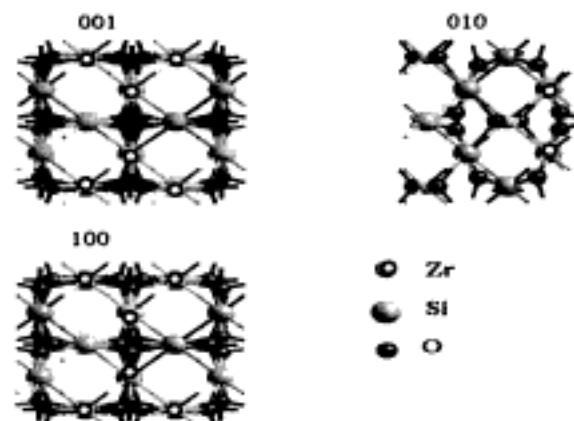


Fig. 7: Vistas de los tres ejes del circon.

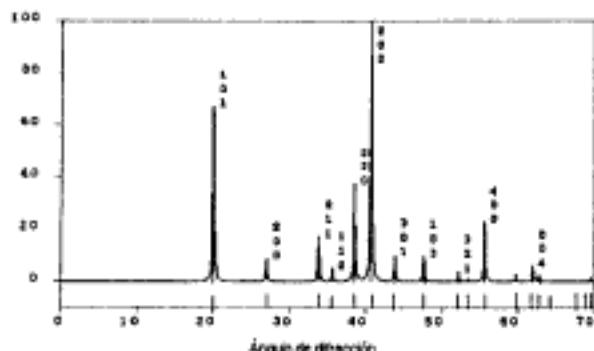


Fig. 8: Difractograma simulado del circon.

Tabla 3: Información del difractograma simulado para el circon.

<i>h k l</i>	d-spacing	2-theta	intensity (%)
2 0 0	3.3035	26.989	8.66
4 0 0	1.6517	55.642	22.68
2 2 0	2.3359	38.539	37.14
4 2 0	1.4774	62.906	0.10
1 0 1	4.4345	20.022	67.25
3 0 1	2.0867	43.802	10.20
2 1 1	2.6492	33.835	17.26
4 1 1	1.5479	59.740	2.74
3 2 1	1.7521	52.206	4.03
2 0 2	2.2172	40.691	100.00
4 0 2	1.4459	64.437	0.13
1 1 2	2.5190	35.641	5.21
3 1 2	1.7128	53.497	1.05
3 3 2	1.3813	67.849	0.05
1 0 3	1.9090	47.635	9.89
3 0 3	1.4782	62.869	2.72
2 1 3	1.6528	55.602	1.59
3 2 3	1.3492	69.689	1.78
0 0 4	1.4955	62.058	6.10
2 0 4	1.3624	68.920	0.02

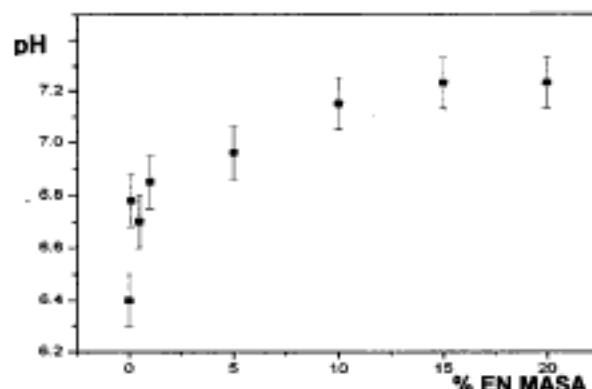


Fig. 9: Punto isoelectrónico del circon.

Se pone de manifiesto que las direcciones "a" y "c" son equivalentes y cuando se encuentran formando la interfase del sólido, existe una mayor exposición de los átomos de circonio al medio, formando grupos -OH cuando la muestra esta hidratada. Estos sitios de superficie son los responsables de la quimisorción de metales en solución y son función directa del pH del medio.

Punto isoelectrónico.

Al realizar las mediciones de pH y graficar los valores experimentales se obtuvo la siguiente grafica que es presentada en la Figura 9 en donde el punto isoelectrónico es localizado a un pH de 7.23.

Sitios de superficie.

Para obtener los sitios de superficie se realizaron las titulaciones del blanco así como de la muestra y se obtuvieron los resultados que se presentan en la gráfica de la Figura 10.

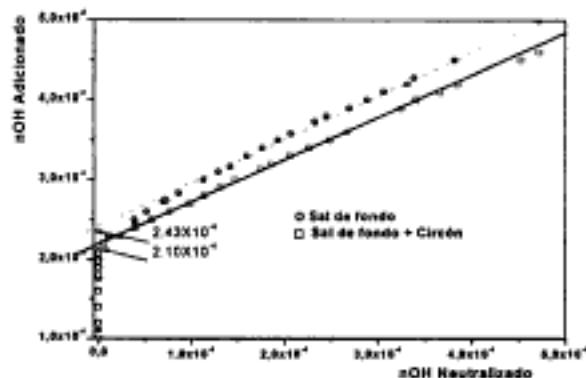


Fig 10: Cálculo de los sitios de superficie

Estos sitios se determinaron por medio de titulaciones ácido-base de la solución de fondo, nitrato de potasio y de esta contenido al silicato de circonio. El cociente entre los sitios activos y el área superficial permitió determinar que el material tiene 5.3 sitios de superficie por nanómetro cuadrado.

CONCLUSIONES

La obtención del Silicato de Circonio, se realizó exitosamente a partir de arena de mar proveniente de las costas del Pacífico Mexicano. Este compuesto mostró gran pureza y homogeneidad en el tamaño de grano. Las propiedades del mineral como son; cristalinidad, estabilidad térmica, área superficial y punto isoelectrónico, revelan una cantidad de sitios de superficie que aseguran un buen funcionamiento en sorción de emisores alfa.

AGRADECIMIENTO

Este proyecto es auspiciado por el CONACYT, bajo el proyecto 36348-E.

REFERENCIAS

Amigo, J.M., Cristalografía. 1^a edición. Rueda. Madrid, España (1981).

Badillo Almaráz V.E., Etudes des mecanismos de retention d'actinides et de produits de fission sur l'hydroxylapatite. Tesis doctoral, Universidad Paris XI, No d'Ordere 5828 (1999).

Barrio, P., Microscopía electrónica de transmisión, 1^a edición. Universidad Nacional Autónoma de México (1982).

Clarke W.L., The safe disposal of nuclear waste. Science & Technology Review. March 7-17 (1996).

Drot R., C. Lindecker, B. Fourest y E. Simoni, Surface characterization of zirconium and thorium phosphate compounds: New J. Chem.: 1105-1109 (1998).

Granados Correa F., J. Jimenez Becerril, Adsorption of ⁶⁰Co²⁺ on hydrous manganese oxide powder from aqueous solution. Radiochim. Acta 92, 105-109 (2004).

Gruber J.B., B. Zandi, M. Ferry y L.D. Merkle, Spectra and energy levels of trivalent samarium in strontium fluoroapatite. J. Appl. Phys. 86(8) 4377-4382 (1999).

IAEA-WMDB-ST-2., Radioactive waste storage. pp. 68-153. Septiembre (2002).

IAEA., Scientific and technical basis for geological disposal of radioactive wastes. Technical reports series ISSN 0074-1914 No 43, Vienna (2003).

Lomenec C., R. Drot y E. Simoni, Speciation of uranium (VI) at the solid/solution interface-Sorption modeling on zirconium silicate and zirconium oxide. Radiochimica Acta: 91, 453-461 (2003).

Louis, V. Achille, L. De Windt, M. Defranceschi, Local density calculation of structural and electronic properties for Ca₁₀(PO₄)₆F₂, Computational Materials Science: 10, 346-350 (1998).

Ordóñez Regil E., E.T. Romero Guzmán, E. Ordóñez Regil, Surface modification in natural fluorapatite after uranyl solution treatment. J. Radioanalytical. Nucl. Chem.: 240(2), 541-545 (1999).

Ordoñez-Regil E., R. Drot, E. Simoni, Sorption of uranium (VI) onto lanthanum phosphates surfaces. Langmuir 18(21), 7977-7984 (2002).

Ordoñez-Regil E., R. Drot, E. Simoni, Surface Complexation Modeling of Uranium (VI) Sorbed onto Lanthanum Monophosphate. Journal of Colloid and Interface Sciences. 263, 391-399 (2003).

Ott N., Permeable reactive barriers for inorganics. U.S. Environmental Protection Agency. Washington D.C. <http://wwwclu-in.org> (2000).

Pecharromán E., Infrared Optical properties of zircon, Materials Research Bulletin: 29 (4), 417-426 (1994).

Puls, R., In situ remediation of ground water contamination with chlorinated solvents using zero-valent iron: Afiel study 209th ACS National Meeting. April 2-7, Anaheim, California (1995).

Robinson K., G.V. Gibbs y P.H. Ribbe, "The structure of zircon: A comparison with garnet", American Mineralogist, 56, 782-790 (1971).

Ruikar, P.B., M.S. Nagar, M.S. Subramanian, Extraction behavior of uranium, plutonium and some fission products with gamma-irradiated N,N'-dialkylamides. J. Radioanal. Nucl. Chem.: 159 (1), 167-173 (1992).

**CONGRESO INTERNACIONAL
SOBRE ENERGÍAS
RENOVABLES EN LA
CONSERVACIÓN DEL
AMBIENTE Y EL
FORTALECIMIENTO DE LAS
MICROCUENCAS**

08 al 12 de noviembre de 2004
Guanajuato - México

Informaciones:
Asoc. Nacional de Energía Solar (ANES)
Edificio Cenidet 4o. Piso
Prol. Av. Palmira s/n, Col. Palmira
62050 Cuernavaca, Morelos - México
e-mail: anes@cenidet.edu.mx
<http://www.anes.org>

**42º CONGRESO BRASILEÑO
DE GEOLOGÍA
RECURSOS MINERALES Y
DESARROLLO SOCIOECONÓMICO**

17 al 22 de octubre de 2004
Araxá, Minas Gerais - Brasil

Informaciones:
Dirección Ejecutiva de la
Sociedad Brasileña de Geología
Av. Almeida Prado, 532
Ciudad Univ. IPT/DIEGO, Prédio 59
05508-901 São Paulo, SP - Brasil
e-mail: sbgnsp@ipt.br
<http://jade.igce.unesp.br/sbgnsp/circular.pdf>

**23º SIMPOSIO DE GESTIÓN DE
LA INOVACIÓN TECNOLÓGICA:
TECNOLOGIA Y DESARROLLO**

20 al 22 de octubre de 2004
Curitiba, Paraná - Brasil

Informaciones:
Prof. Roberto Sbragia
Dpto. de Administración
Fac. de Economía, Administración y
Contabilidad - USP
Av. Professor Luciano Gualberto 908
Prédio 1 - Piso, Superior - Ala Verde
05508-900 São Paulo, SP - Brasil
e-mail: npgctusp@edu.usp.br
<http://www.fia.com.br/pgtusp/simposio/>

**2º CONGRESO
INTERNACIONAL SOBRE
INNOVACIÓN Y DESARROLLO
TECNOLÓGICO**

15 al 19 de noviembre de 2004
Cuernavaca, Morelos - México

Informaciones:
Dr. V. Rodolfo García Colón H.,
Presidente Sección Morelos IEEE
IIE, Reforma 113, Ed.26-pb
62490 Cuernavaca, Morelos - México
e-mail: gcolon@ieee.org
<http://www.anes.org/>

Evaluación de Intercambiadores de Calor Compactos de Tubos Aletados

M.T. Martínez, E. Torres y J.A. Soto

Univ. de Guanajuato, Inst. de Investigaciones Científicas, Lascurain de Retana N°5, Col. Centro, 36000 Guanajuato, Gto. - México (e-mail: garciamt@quijote.ugto.mx)

Resumen

En este trabajo, se presenta el análisis térmico teórico de un intercambiador de calor compacto, con y sin condensación de agua en el lado del aire. El fenómeno de la condensación del vapor de agua en la corriente de aire entrante produce una película de agua en la superficie cubriendola en forma parcial o completa. El análisis considera varias configuraciones geométricas con respecto a: la superficie de las aletas y a la forma de los tubos considerando la forma circular tradicional y también un caso para tubos planos. Los resultados obtenidos reflejan la eficiencia de la aleta en ambos casos: una aleta totalmente seca (sin condensación) y a una totalmente húmeda es decir, totalmente cubierta por la película de condensado. Se concluye que la metodología propuesta es una buena alternativa de análisis y caracterización de un intercambiador, ya que los resultados obtenidos coinciden con los reportados en la literatura.

Evaluation of Compact Finned-Tube Heat Exchangers

Abstract

This study presents a theoretical thermal analysis of a compact heat exchanger, with and without water condensation on the air side. The phenomenon of condensation of water vapor in the entering air current produces a film of water on the surface, partially or completely covering the surface. The analysis considers various geometric configurations with respect to the surfaces of the fins and the form of the tubes, including the traditional round form as well as flattened tubes. The results obtained reflect the efficiency of the fins in both cases, including a completely dry fin (no condensation) and a completely wet fin, that is completely covered with a film of condensate. It is concluded that the methodology proposed is a good alternative for the analysis and characterization of a heat exchanger since the results agree with those reported in the literature.

Keywords: compact heat exchangers, condensation effect, fin efficiency, thermal analysis

INTRODUCCIÓN

Los intercambiadores de calor son dispositivos usados para la transferencia de calor entre dos o más fluidos. Los intercambiadores de calor compactos son comúnmente usados en los procesos industriales de Ventilación Calentamiento, Refrigeración y también de Aire acondicionado, debido a su economía, construcción y operación. El intercambiador de calor compacto más empleado es el de tubos aletados. La configuración de la aleta puede ser rectangular o circular, continua o individual; a su vez la geometría para los tubos puede ser circular, plana u oval. En operación, parte o toda la superficie de la aleta puede ser cubierta por una película de agua producida por la condensación del vapor de agua en la corriente de aire entrante.

El área de superficie de transferencia de calor por unidad de volumen es a menudo usada como una medida de la compactación de un intercambiador de calor. Si esta relación excede de $700 \text{ m}^2/\text{m}^3$, el intercambiador es comúnmente referido como un compacto. Estos equipos son de gran interés por varias razones, como son en general, una alta eficiencia, permiten recuperar cantidades de energía más grandes entre las corrientes de proceso, son más versátiles en términos del número de corrientes de proceso que pueden ser manejadas. Algunos intercambiadores de calor compactos pueden manejar únicamente dos corrientes, otros pueden manejar cuatro o más con facilidad (Butterworth y Mascone, 1991; Kakac y Liu, 1998).

Es poco claro el efecto hidrodinámico de la película del líquido cuando existe condensación del lado del aire, es decir, si este aumenta o disminuye el coeficiente de transferencia de calor, en un intercambiador compacto, no obstante el factor de fricción siempre aumenta. Los resultados reportados en la literatura generalmente indican que el coeficiente de transferencia de calor sensible aumenta cuando una superficie está húmeda, aunque algunos autores han reportado la tendencia opuesta (Carey, 1992; Al-Nimr et al., 2001; Benelmir y Feidt, 2002).

En este trabajo se presenta un análisis teórico para un intercambiador de calor compacto de tubos aletados con o sin condensación del lado del aire y se propone una metodología para realizar este análisis. El estudio se realizó para varias configuraciones de la superficie de

tubos planos, así como para una superficie de tubos circulares.

METODOLOGÍA

Un método del cálculo de la transferencia de calor total de la corriente de aire húmeda a una superficie enfriadora se describe a continuación (Sunden y Faghri, 1998). El aire húmedo es enfriado y deshumidificado cuando fluye sobre la superficie del tubo. La transferencia de calor total del aire para un área incremental sobre la superficie del tubo puede ser escrita como:

$$dq = [h(T_s - T_i) + h_D(w_s - w_i)(i_w(T_s) - i_w(T_i))]dA \quad (1)$$

donde h es el coeficiente de transferencia de calor sensible y h_D es una constante de proporcionalidad de transferencia de masa.

El primer término en la ecuación (1) representa la transferencia de calor sensible a la superficie, mientras que el segundo término representa la cantidad de refrigerante requerido para enfriar y condensar el vapor de agua. La diferencia de entalpía, en el segundo término es usualmente aproximado (con errores despreciables) por i_g , el calor latente de vaporización. La ecuación (1) puede escribirse como:

$$dq = [h(T_s - T_i) + h_D(w_s - w_i) i_g]dA \quad (2)$$

Si los valores de h y h_D son conocidos, la ecuación (1) permite calcular la velocidad de transferencia de calor a la superficie de un tubo. Sin embargo, hay relativamente pocas correlaciones disponibles para determinar h_D . Por consiguiente es deseable relacionar h_D a el coeficiente de transferencia de calor sensible h , para el cual más correlaciones son conocidas. Tales relaciones pueden ser obtenidas por el uso de la siguiente analogía de transferencia de calor y masa (Shah et al., 1990):

$$h_D = \frac{h}{c_p Le^{1-n}} \quad (3)$$

donde n es el exponente del número de Prandtl en la correlación apropiada de transferencia de calor y se toma usualmente igual a 1/3. El uso de la analogía de transferencia de masa y calor resulta en la siguiente relación para la velocidad de transferencia de calor a la superficie.

$$dq = \left[h(T_s - T_i) + \frac{h_f j_{fb}}{c_p L e^{1-n}} (w_s - w_i) \right] dA \quad (4)$$

Se debe considerar que el uso de la analogía de transferencia de calor y masa es válida solo cuando la velocidad de condensación es baja y la niebla no está presente.

COEFICIENTES DE TRANSFERENCIA DE CALOR

Los coeficientes de transferencia de calor dependen de la velocidad del flujo, la propiedades del fluido, la geometría de la sección transversal del ducto, tamaño y longitud del ducto (Kays y London, 1984; Kakac y Liu, 1998; Kupriczka et al., 2002). En el análisis de intercambiadores de calor compactos el factor j de Colburn se usa comúnmente para expresar los coeficientes de transferencia de calor. Definido como:

$$j = St \Pr^{2/3} \quad (5)$$

donde St es el número de Stanton y \Pr es el número de Prandtl, dados por:

$$St = \frac{h}{G c_p} \quad (6)$$

$$\Pr = \frac{c_p \mu}{k} \quad (7)$$

donde, G es la velocidad másica, definida como:

$$G = \rho U_{max} = \frac{m}{A_{min}} \quad (8)$$

m es la velocidad de masa total, y A_{min} es el área de flujo libre mínima de la sección transversal.

Algunos de los valores de j están disponibles en forma gráfica, ya que es posible correlacionar este factor como una función del número de Reynolds para diversas geometrías de intercambiadores de calor (Kays y London, 1984) llevaron a cabo esta correlación para intercambiadores de calor compactos de tubos aletados, donde j se expresa como:

$$j = a Re^{-b} \quad (9)$$

donde a y b son coeficientes que varían en su valor dependiendo de la geometría. Una vez conocido el número de Reynolds es posible calcular el factor j de Colburn mediante la ecuación (9) para una geometría dada, conociendo los valores de los coeficientes a y b . Por consiguiente el valor del coeficiente de transferencia de calor h , puede determinarse mediante la ecuación (5).

La siguiente ecuación diferencial describe la distribución de la temperatura de la aleta bajo condiciones condensantes (Sunden y Faghri, 1998), esta ecuación es del tipo "Lineal no homogénea":

$$\frac{d^2 T}{dx^2} - T_f \left[\frac{hP}{k_f A_c} + \frac{h_f P f_{fb}}{k_f A_c} \right] = \frac{hP}{k_f A_c} \left[T_i - \frac{h_f f_{fb}}{h} (w_{fb} - w_i - FT_{fb}) \right] \quad (10)$$

Simplificando esta ecuación se tiene que:

$$\frac{d^2 T}{dx^2} - T_f (m^2 + S) = -m^2 R \quad (11)$$

$$\text{donde: } m^2 = \frac{hP}{k_f A_c} \approx \frac{2h}{k_f d};$$

$$S = \frac{h_f P f_{fb}}{k_f A_c}$$

$$R = T_i - \frac{h_f f_{fb}}{h} (w_{fb} - w_i - FT_{fb})$$

conociendo que la solución general para T , está dada por:

$$T_f = T_{fb} + T_{fp} \quad (12)$$

y aplicando las siguientes condiciones límite

$$T_f(x=0) = T_{fb}, \quad \frac{dT_f}{dx}(x=L) = 0 \quad (13)$$

La ecuación (10) proporciona la siguiente ecuación para la temperatura de la aleta:

$$T_f = E_1 e^{-\nu x} + E_2 e^{\nu x} + Q \quad (14)$$

donde:

$$E_1 = \frac{T_{fb} - Q}{1 + e^{-2\nu L}}, \quad E_2 = \frac{T_{fb} - Q}{1 + e^{2\nu L}},$$

$$V = (S + m^2)^{1/2}, \quad Q = \frac{m^2 R}{(m^2 + S)}$$

Una vez que la distribución de la temperatura de la aleta se conoce, es posible calcular la transferencia de calor total a la aleta del gradiente de temperatura en la base de la aleta:

La eficiencia de la aleta para una aleta totalmente condensante está dada por:

$$\eta_{tr,w} = \frac{k_r A_c V (E_2 - E_1)}{PL [h(T_s - T_{f,b}) + h_0 i_0 (w_s - w_{f,b})]} \quad (15)$$

donde, para un cambiador de calor de tubos aletados y placas

$$A_r = \frac{\delta_r A_t}{2l}, \quad P = \frac{A_t}{l} \quad (16)$$

y A_t es el área de la superficie de la aleta circundante de cada tubo.

La siguiente ecuación de conducción describe el perfil de temperatura, para una aleta que no condensa con sección transversal constante:

$$KA_c \frac{d^2 T}{dx^2} - hp(T - T_{\infty}) = 0 \quad (17)$$

Para una aleta que presenta la condensación parcial es necesario resolver simultáneamente las ecuaciones que gobiernan las porciones condensantes dadas por la (ecuación 10) y no condensantes de la aleta (ecuación 17) para obtener la distribución de la temperatura de la aleta y, subsecuentemente, las velocidades de transferencia de calor latente y sensible para la aleta.

RESULTADOS Y DISCUSIÓN

El análisis se aplicó a intercambiadores de calor compacto con las siguientes superficies de tubos planos aletados: la 9.68-0.870, 9.68-0.870-R, 9.1-0.737-S, 9.29-0.737-S-R y la 11.32-0.737-S-R. Posteriormente se analizó un intercambiador de tubos circulares aletados. El fluido en el interior de los tubos es refrigerante 134A, el cual es enfriado mediante aire por el exterior de los tubos, y cuyas geometrías se tomaron de (Kays y London, 1984). Los datos del intercambiador de tubos circulares se resumen en la tabla 1.

Una vez realizado el análisis de transferencia de calor y masa y siguiendo los pasos establecidos en la metodología definida por la figura 1, se obtienen los siguientes resultados. En la tabla 2 se dan los valores calculados para la ecuación 5 y 9. Y en la tabla 3 se muestran los resultados para las diferentes geometrías evaluadas, bajo condiciones secas (sin condensación) y con condensación.

Se observa que cuando no existe condensación del lado del aire el número de Reynolds es más grande, que cuando existe la presencia de condensación del lado del aire, esto es debido a que el vapor de agua contenido en el aire húmedo condensa, lo cual se refleja en el valor del factor de transferencia de calor j de Colburn, el cual aumenta en forma muy pequeña para condiciones en presencia de condensación del lado del aire, esto se observa debido a que el valor del número de Reynolds es alto.

Los factores de fricción prácticamente no cambian es decir, también se observa un aumento muy pequeño en su valor, para cuando existe condensación del lado del aire y se consideran las aletas como aletas totalmente condensantes.

Se observa que cuando no existe condensación del lado del aire el número de Reynolds es más grande, que cuando existe la presencia de condensación del lado del aire, esto es debido a que el vapor de agua contenido en el aire húmedo condensa, lo cual se refleja en el valor del factor de transferencia de calor j de Colburn, el cual aumenta en forma muy pequeña para condiciones en presencia de condensación del lado del aire, esto se observa debido a que el valor del número de Reynolds es alto. Los factores de fricción prácticamente no cambian es decir, también se observa un aumento muy pequeño en su valor, para cuando existe condensación del lado del aire y se consideran las aletas como aletas totalmente condensantes.

El coeficiente de transferencia de calor en presencia de condensación del lado del aire se incrementa en su valor, para las geometrías consideradas en este trabajo, este aumento oscila entre 2-13 %.

La eficiencia de la aleta dependiendo de la geometría de esta, disminuye en su valor cuando existe condensación del lado del aire,

sobre estas aletas entre un 16-41% dependiendo de la geometría. Asimismo la eficiencia de la superficie externa disminuye entre un 14-31%.

El coeficiente global de transferencia de calor es más alto cuando no existe presencia de condensación del lado del aire. De igual forma

Tabla 1: Datos del intercambiador compacto de tubos circulares

DESCRIPCIÓN DEL EQUIPO	
Función del equipo	Condensador, parte de un sistema de refrigeración
Arreglo de los tubos	Triangular
Tipo de aleta	Continua transversal, rectangular, plana
Fluido externo	Aire
Fluido interno	Refrigerante 134 A
CARACTERÍSTICAS DE LAS ALETAS	
Dimensiones de las aletas	200 mm x 76 mm
Espaciamiento entre las aletas	3 mm
Espesor de las aletas	0.5 mm
Longitud del tubo aletado	227 mm
Material de construcción	Cobre
Conductividad térmica	203 W/m °C
CARACTERÍSTICAS DE LOS TUBOS	
No. de pasos	33
No. de tubos por paso	1
Diámetro interior del tubo	7 mm
Diámetro exterior del tubo	8 mm
Longitud del tubo	22.7 cm
Material de construcción	Cobre
Conductividad térmica	398 W/m °C
CARACTERÍSTICAS DEL LADO DEL AIRE	
Diámetro hidráulico (D_h)	4.156307×10^{-3} m
Área total/Volumen (α)	495.10225 m ² /m ³
Área de la aleta/área total	0.9036446 m ² /m ²
Área de flujo/área frontal (σ)	0.5144493 m ² /m ²
Longitud de la aleta (l)	0.006 m
CARACTERÍSTICAS DEL LADO DEL REFRIGERANTE 134 A	
Diámetro hidráulico (D_h)	7×10^{-3} m
Área total/Volumen (α)	23.871943 m ² /m ³
Área del flujo/área frontal (σ)	0.0835518 m ² /m ²

Tabla 2: Valores de las constantes a y b usadas para determinar el valor de j y f en función del número de Reynolds del lado del aire.

Designación de la superficie	Tipo de aleta			a	b
		a	b		
9.68-0.870	Plana	0.087035	0.37398	0.52915	0.44732
9.68-0.870-R	Ondulada	0.072412	0.32145	0.33467	0.32715
9.1-0.737-R	Plana	0.24838	0.45898	1.0586	0.48612
9.29-0.737-S-R	Ondulada	0.10906	0.33677	0.42916	0.33579
11.32-0.737-S-R	Ondulada	0.14479	0.38373	0.58659	0.38724
Tubos circulares	Plana	0.145	0.484	0.944	0.517

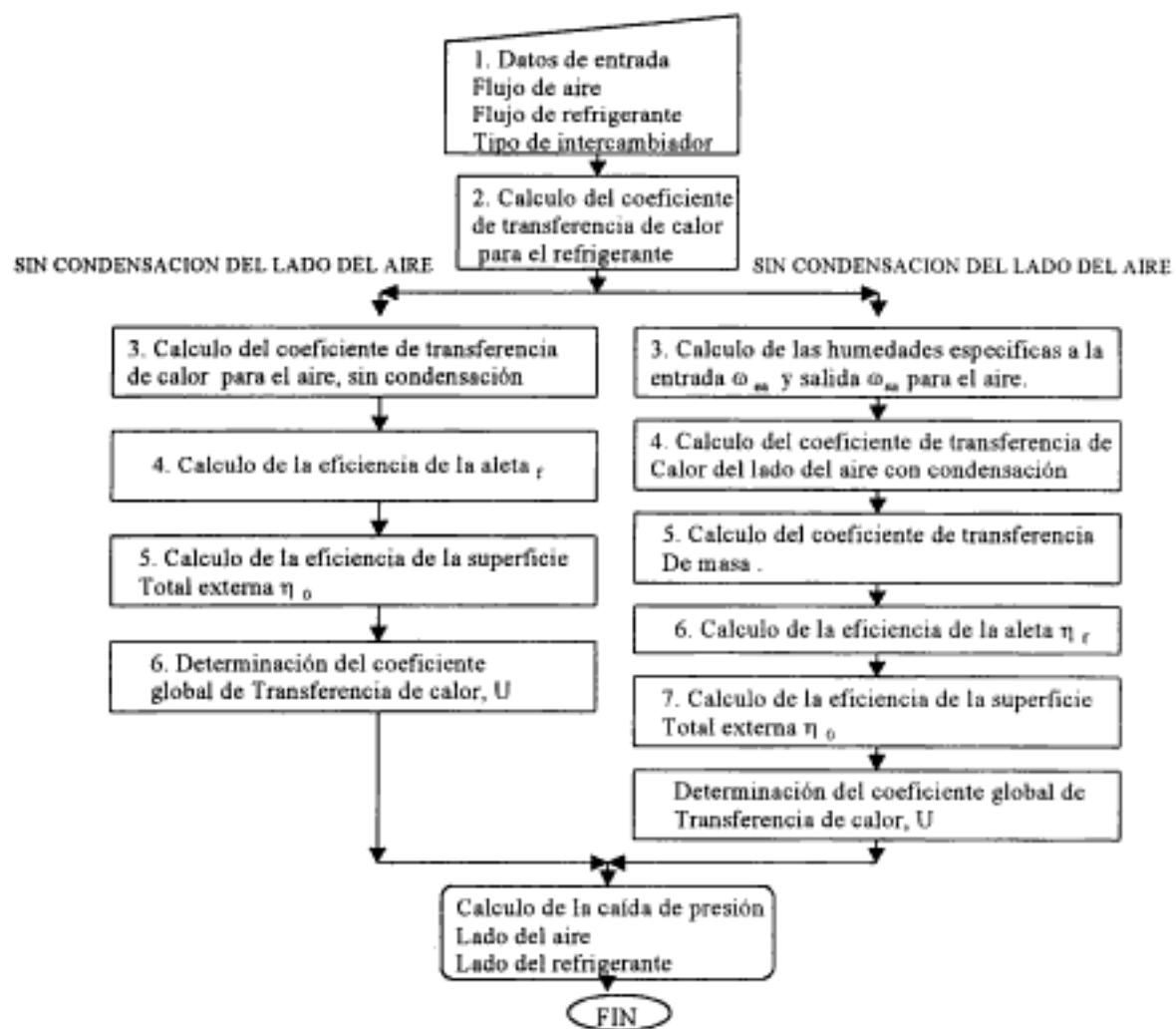


Fig 1: Diagrama de flujo para el calculo de intercambiadores de calor compactos con diferentes condiciones de operacion.

la caída de presión disminuye poco en su valor cuando se presenta condensación del lado del aire.

CONCLUSIONES

Los resultados obtenidos muestran que el incremento en el coeficiente de transferencia de calor significa un aumento los factores de fricción y de Colburn (f y j), para el lado del aire.

Por otro lado, de presentarse una disminución de la eficiencia de la aleta para el caso en que existe condensación en el lado del aire y también si se considera una aleta totalmente con-

densante.

La metodología propuesta es una buena alternativa para el análisis y caracterización de un intercambiador de calor considerando el fenómeno de la condensación en la corriente de aire, ya que los resultados obtenidos coinciden con los reportados en la literatura.

Con la metodología propuesta se empleo el refrigerante R-134a, pero puede ser aplicada a otros refrigerantes y también a diferentes configuraciones geométricas de intercambiadores de calor, para los cuales habrá que considerar claramente sus características.

Tabla 3: Comparación del Re_a , η , U y ΔP para condensación y sin condensación del lado del aire (1. Sin condensación; 2. Con condensación).

Superficie 9.68-0.870													
Re_a		h_a		η_r		η_o		U_o		ΔP_a			
1	2	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2		
96515	95997	733.9	763.8	0.7376	0.4957	0.7914	0.5991	249.8	210	15263	15131		
Superficie 9.68-0.870-R													
Re_a		h_a		η_r		η_o		U_o		ΔP_a			
1	2	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2		
96515	95997	1116	1144	0.6566	0.415	0.727	0.5349	284.5	235.6	35281	34961		
Superficie 9.1-0.737-S													
Re_a		h_a		η_r		η_o		U_o		ΔP_a			
1	2	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2		
99835	99299	687.6	718.7	0.6103	0.3706	0.6832	0.4883	237.4	188.9	12894	12785		
Superficie 9.29-0.737-S-R													
Re_a		h_a		η_r		η_o		U_o		ΔP_a			
1	2	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2		
97701	97176	1242	1270	0.4855	0.281	0.5812	0.4148	285.3	225.1	28021	27768		
Superficie 11.32-0.737-S-R													
Re_a		h_a		η_r		η_o		U_o		ΔP_a			
1	2	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2		
84120	83669	1028	1052	0.5249	0.3083	0.5985	0.4155	241.8	191.5	27002	26765		
INTERCAMBIADOR COMPACTO DE TUBOS CIRCULARES													
Re_a		h_a		η_r		η_o		U_o		ΔP_a			
1	2	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2		
150970	150160	377.4	425.4	0.9194	0.7708	0.9272	0.7929	95.26	92.37	16555	16415		

NOMENCLATURA

A	Área de transferencia de calor	i	Entalpía del aire húmedo por unidad de masa de aire seco
A_c	Área de la sección transversal de la aleta	i_g	Calor latente de vaporización
A_{min}	Área mínima de flujo libre	j	Factor de Colburn
A_r	Área total de transferencia de calor del lado del aire	k	Conductividad térmica
c_p	calor específico a presión constante	/	Longitud de la aleta (distancia media entre los tubos)
d	Diámetro del tubo	L	Longitud de la matriz del intercambiador de calor
D_h	diámetro hidráulico	Le	Número de Lewis
dA	Área de la superficie del lado del aire en un elemento infinitesimal	m	velocidad del flujo de masa
dQ	Flujo de calor total en un elemento	m_h	Flujo de masa unitario de vapor
G	Gasto máscico	m_{h_0}	condensado por goteo
h	Coeficiente de transferencia de calor	n	Número de tubos en una columna vertical
h_o	Coeficiente de transferencia de calor bajo condiciones de superficie húmeda	Nu	Número de Nusselt
h_w		P	Perímetro de la aleta
masa		Pr	Número de Prandtl
		q	Razón de flujo de calor por unidad de área o flujo de calor unitario
		Q	Carga térmica
		Re	Número de Reynolds
		S	Término fuente

St	Número de Stanton
T	Temperatura
U_0	Coeficiente global de transferencia de calor del lado del aire

letras griegas

δ	Espesor
η_f	Eficiencia de la aleta seca
η_{fw}	Eficiencia de la aleta húmeda
η_o	Eficiencia de la superficie total del lado del aire
η_{ow}	Eficiencia de la superficie total húmeda del lado del aire
ΔP	Caída de presión
ΔT	Diferencia de temperatura
μ	Viscosidad dinámica
ν	Viscosidad cinemática
ρ	Densidad
ω	Humedad específica

REFERENCIAS

Al-Nimr M.A., Daqqaq y M.A. Hader, Effect of Working Fluids on the Performance of a Novel Summer Air Conditioning System, Int. Comm. Heat and Mass Transfer, 28 (4), 565-573 (2001).

Benelmir R., M. Feidt, Heat and mass Transfer in Finned Coil & Exergy Análisis of Heat Transfer, Proceedings of the International Symposium on Compact heat Exchangers, Grenoble, August 24 (2002).

Butterworth D., C. Mascone; "Heat Transfer Heads into the 21st Century", Chemical Engineering Progress, September (1991).

Carey, Van P., Liquid-Vapor Phase – Change Phenomena 1a. Edición, Taylor & Francis Publishers, USA, (1992).

Kakac S., H. Liu; "Heat Exchangers (Selection, Rating, and Thermal Design)", CRC, New York (1998).

Kays W., L. London; "Compact Heat Exchangers"; Editorial McGraw Hill, Tercera edición, New York (1984).

Kupriczka R., A. Rotkegel and H. Walczyk, On the airside Heat Transfer Performance of Finned Tube Bundles, Proceedings of the International Symposium on Compact heat Exchangers, Grenoble, August 24 (2002).

Shah R.K., A.D. Kraus, D. Metzger; "Compact Heat Exchangers"; Hemisphere Publishing Corporation, New York (1990).

Sunden B., M. Faghri; "Computer Simulations In Compact Heat Exchangers"; Vol. 1; Computational Mechanics Publications; Southampton, UK and Boston, USA (1998).

Convección Mixta en Cavidades Rectangulares con Entrada y Salida de Fluido

R. Brito*, G.J. Menon y J.B. Dias

Univ. Federal de Itajubá, Inst. de Ingeniería Mecánica, Av. BPS N°1303, Pinheirinho,
37500-176 Itajubá, MG-Brasil (e-mail: rogbrito@unifei.edu.br)

*autor a quien debe ser dirigida la correspondencia

Resumen

En este trabajo se determina el campo de velocidades, de temperatura, y el número de Nusselt medio ($Nu_{\bar{h}}$) en la superficie isotérmica vertical del interior de una cavidad rectangular semiabierto. Las ecuaciones de conservación se resuelven usando el método de elementos finitos. Los resultados numéricos mostraron que cuanto mayor el número de Reynolds o de Grashof, mayores fueron los flujos de transferencia de calor obtenidos para la superficie isotérmica caliente. Para valores bajos de Reynolds (Re), el número de Nusselt (Nu_h) obtenido se encontraba muy próximo a los resultados obtenidos del número de Nusselt ($Nu_{\bar{h}}$), para el caso de problemas de convección natural en una cavidad rectangular cerrada. Se concluye que a partir de los parámetros térmicos y geométricos estudiados, es posible mejorar el rendimiento del enfriamiento en el interior de la cavidad rectangular semiabierto.

Mixed Convection in Rectangular Cavities with Inlet and Outlet of Fluid

Abstract

This study determines the velocity and temperature fields as well as the average Nusselt number ($Nu_{\bar{h}}$) on a vertical isothermal wall inside a partially open rectangular cavity. The conservation equations are solved using a finite element method. The numerical results show that the higher the Reynolds and Grashof numbers, the greater is the heat transfer on the isothermal hot wall. For low Reynolds numbers (Re), the Nusselt numbers (Nu_h) obtained in the present work were close to those found for natural convection in a rectangular closed cavity. From the thermal and geometric parameters studied, it is concluded that it is possible to improve the efficiency of cooling of the interior of a partially open rectangular cavity.

Keywords: *mixed convection, rectangular cavities, heat transfer, finite element, Nusselt number*

INTRODUCCIÓN

El estudio de la convección mixta en cavidades semiabiertas es de interés en varias aplicaciones industriales, tales como: enfriamiento de centrales termoeléctricas, tanques de almacenamiento de fluidos, enfriamiento de dispositivos electrónicos y otros.

El proceso de convección mixta que ocurre en una cavidad semiabierta, que contiene un fluido que circula por esa cavidad, puede ser analizada como el resultado de dos formas básicas de convección: la convección natural causada por fuerzas de empuje y, la convección forzada debido a la circulación del fluido frío que entra en la cavidad con una determinada distribución de velocidades.

La convección natural ocurre cuando un fluido se encuentra dentro de un gradiente horizontal de temperatura, bajo la presencia de un campo gravitacional. A causa de los gradientes, es provocada una variación en la densidad, resultando fuerzas de empuje. A partir del instante que estas fuerzas superan las fuerzas de resistencia viscosa del fluido se da, entonces, inicio al proceso de transferencia convectiva de calor. La intensidad de la convección natural es caracterizada por el número de Grashof (Gr).

La convección forzada ocurre cuando un fluido está sometido a una cierta distribución de velocidades, forzando de esta forma la transferencia de calor entre el fluido y el equipamiento o dispositivo en cuestión. La intensidad de la convección forzada es caracterizada por el número de Reynolds (Re).

Varios son los estudios relacionados con el proceso de convección mixta en cavidades semiabiertas. Algunos de los trabajos más representativos fueron desarrollados por: Oosthuisen y Paul (1985), Safi y Loc (1994), Calmudi y Mahajan (1998), Angirasa (2000), Raji y Hasnaoui (2000), Carrocci et al. (2003), entre otros.

Oosthuisen y Paul (1985) utilizaron el método de elementos finitos y analizaron numéricamente la transferencia de calor debido al proceso de convección mixta, en una cavidad rectangular semiabierta con dos aberturas para la circulación del fluido. Donde se variaron las posiciones de las aberturas de la cavidad, como también el sentido del flujo a través de las aberturas.

Safi y Loc (1994), estudiaron numéricamente la transferencia de calor de un fluido circulando en una cavidad rectangular semiabierta. La cavidad estaba formada por una entrada, localizada a la izquierda de la región superior de la superficie vertical, y una salida ubicada a la derecha en la región inferior de la superficie vertical. Fueron considerados dos tipos de condiciones de contorno en las superficies verticales y horizontales. Primeramente las superficies fueron consideradas conductoras, y posteriormente consideradas adiabáticas.

Calmudi y Mahajan (1998) realizaron un estudio numérico bidimensional con relación a la convección mixta del flujo incompresible laminar sobre un superficie horizontal calentada, colocada en una cavidad parcialmente abierta. Fueron considerados dos valores de Grashof, 10^4 y 10^5 . Las ecuaciones de la conservación fueron solucionadas para los campos de corriente y para temperatura, utilizando el software comercial disponible, basado en la técnica numérica de los elementos finitos. Dos tipos de análisis fueron realizados: una, donde el dominio computacional es considerado simétrico debido a la imposición de condiciones simétricas apropiadas, y la otra, donde es simulado todo el dominio. También fue analizado el efecto de la localización de las condiciones de contorno en la salida sobre la corriente de la cavidad. Resultados mostraron que escogiendo las condiciones de contorno no apropiadas en la salida de la cavidad, altera cuantitativamente los resultados.

Angirasa (2000), presentó un estudio numérico de la convección mixta laminar en una cavidad cuadrada semiabierta. En el cual el flujo entra en la cavidad a través de una frontera abierta localizada en el canto inferior izquierdo de la superficie horizontal. La salida del flujo de la cavidad ocurre a través de la frontera abierta ubicada en la superficie horizontal en el canto izquierdo superior. El flujo entra en la cavidad con un perfil de velocidades uniforme y con temperatura constante. La superficie vertical a la derecha, y las superficies horizontales fueron consideradas adiabáticas.

En el trabajo de Angirasa (2000), los efectos del empuje son inducidos debido a la diferencia de temperatura entre la superficie vertical isotérmica a la izquierda y el flujo que entra en la cavidad semiabierta. La relación entre el largo de la entrada y la altura de la cavidad fue de 0,1. La región de salida tuvo la misma dimensión de la región de entrada. Las ecua-

nes de transporte, de la vorticidad y de la energía fueron resueltas utilizando un esquema implícito "alternating direction implicit" (ADI), y la ecuación de la función corriente fue resuelta utilizando el método de relajación "successive over-relaxation" (SOR). Los parámetros térmicos que fueron utilizados son: $-10^6 \leq Gr \leq 10^6$, $Pr = 0,7$ y $0,1 \leq Ri \leq 10$, siendo Ri el número de Richardson dado por $Ri = Gr/Re^2$.

Los resultados del trabajo de Angirasa (2000), mostraron que, para los valores positivos del número de Grashof, o sea, para una diferencia positiva de la temperatura entre el fluido que entra en la cavidad y la superficie vertical izquierda, se tiene la corriente del fluido ayudado por las fuerzas de empuje. Para valores negativos del número de Grashof, para una diferencia negativa de la temperatura, la corriente del flujo es contraria al movimiento de empuje. Los resultados mostraron que para el empuje de "ayuda", la corriente en la entrada provoca una gran fuerza en el sentido horario, dependiente del número de Reynolds. También, se observó que con el aumento del número de Reynolds, aumenta la transferencia de calor. Para un rango mayor de Reynolds, la variación de la cantidad de transferencia de calor local es alterada. Se puede notar, que cuando el empuje actúa verticalmente en la dirección de la entrada, las fuerzas relativas a los mecanismos del flujo se comportan de forma compleja.

Raji e Hasnaoui (2000) estudiaron la transferencia de calor por convección mixta en cavidades ventiladas sometidas a un flujo de calor constante. En el análisis numérico fueron utilizadas las ecuaciones de Navier-Stokes con la aproximación de Boussinesq. Los resultados fueron obtenidos en términos de las líneas de corriente y de las isothermas para diferentes valores de Rayleigh ($10^3 \leq Ra \leq 10^6$) y de Reynolds ($5 \leq Re \leq 5000$). Los parámetros geométricos utilizados en el trabajo fueron: la relación de la altura de la cavidad L con relación al ancho L , $A = 2$. Y la altura relativa de las fronteras abiertas $B = h/H = 1/4$. Los resultados numéricos obtenidos mostraron que una máxima interacción ocurrió entre los efectos de la convección forzada y natural. Con los resultados obtenidos, se obtuvo una correlación para los números de Reynolds y Rayleigh, siendo $Re = a Ra^b$.

En el trabajo de Carrocci et al. (2003), fue estudiada la convección natural mixta del aire en

una cavidad trapezoidal con una entrada e una salida del fluido, estando la misma calentada en la base, con temperatura uniforme y constante, manteniéndose la superficie superior inclinada fría e las superficies verticales laterales adiabáticas. Fue utilizado el método de los volúmenes de control de Patankar (1980) para resolver las ecuaciones de conservación de masa, cantidad del movimiento e energía. El procedimiento numérico adoptado para el cálculo de la presión fue balseado en el algoritmo SIMPLE, de Patankar. Las isothermas, líneas de corrientes y perfiles de velocidades son presentados para las simulaciones estudiadas. Las simulaciones fueron hechas con el número de Reynolds variando de 0 a 1500; número de Grashof variando de 10^3 a 10^7 , número de Prandtl igual a 0,72, para una cavidad con la superficie inclinada superior variando de 0 a 60 grados.

En el presente trabajo, es estudiado numéricamente la convección mixta causada por las fuerzas de empuje y por la circulación del fluido que ingresa en la cavidad rectangular (figura 1). La cavidad tiene una relación geométrica $A=2$, siendo H la altura de la cavidad y L su ancho. La distancia adimensional de la región de entrada y salida, es $D=0,2$. El fluido entra frío en $A:B$ con un perfil de velocidades parabólico en la parte inferior de la cavidad. El modelo numérico considera que el fluido sale en $E:F$ adiabáticamente (en la parte superior de la cavidad) con un perfil de velocidades también parabólico. Los resultados numéricos fueron obtenidos utilizando el método de elementos finitos, a partir de un programa computacional desarrollado por los autores, en lenguaje FORTRAN. Para el presente estudio fue utilizada una malla uniforme con 2970 elementos triangulares lineales (figura 2). El programa computacional calcula el número de Nusselt medio en la superficie caliente (Nu_h) en función de diversos parámetros geométricos y térmicos. Son presentados resultados de las distribuciones de la función corriente adimensional (ψ) y temperatura adimensional (θ).

DESARROLLO TEÓRICO

Adimensionalización

Con la finalidad de generalizar el análisis teórico, son definidas las siguientes aproximaciones adimensionales (ver ecuación 1): tiempo, coordenada horizontal, coordenada vertical, velocidad horizontal, velocidad vertical, pres-

sión y temperatura.

$$\tau = \frac{U_0 t}{H}, X = \frac{x}{H}, Y = \frac{y}{H}, U = \frac{u}{U_0},$$

$$V = \frac{v}{U_0}, P = \frac{p}{\rho U_0^2}, \theta = \frac{T - T_0}{T_h - T_c}, \quad (1)$$

Ecuaciones Fundamentales

El estudio de la convección mixta se basa en las ecuaciones de conservación de masa, cantidad de movimiento y energía. Para la formulación del problema deben ser consideradas las siguientes hipótesis:

- régimen no permanente;
- flujo bidimensional y laminar;
- flujo incompresible;
- función de disipación viscosa no considerada;
- las propiedades físicas del fluido (ρ , μ , c_p , κ), son constantes, excepto la densidad en los términos de empuje;
- sin generación interna de calor;
- los efectos de compresibilidad no son considerados.

Mediante las consideraciones ya mencionadas, las ecuaciones de conservación adimensional, en términos de la función corriente adimensional (ψ), temperatura adimensional (θ) y vorticidad adimensional (ω), son las siguientes:

$$\frac{\partial^2 \psi}{\partial X^2} + \frac{\partial^2 \psi}{\partial Y^2} = -\omega, \quad (2)$$

$$\frac{1}{RePr} \left(\frac{\partial^2 \theta}{\partial X^2} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial Y^2} \right) + \left(\frac{\partial \psi}{\partial X} \frac{\partial \theta}{\partial Y} - \frac{\partial \psi}{\partial Y} \frac{\partial \theta}{\partial X} \right) = \frac{\partial \theta}{\partial t}, \quad (3)$$

$$\frac{1}{Re} \left(\frac{\partial^2 \omega}{\partial X^2} + \frac{\partial^2 \omega}{\partial Y^2} \right) + \left(\frac{\partial \psi}{\partial X} \frac{\partial \omega}{\partial Y} - \frac{\partial \psi}{\partial Y} \frac{\partial \omega}{\partial X} \right) + Ri \frac{\partial \theta}{\partial X} = \frac{\partial \omega}{\partial t}, \quad (4)$$

donde la función corriente adimensional (ψ) y vorticidad adimensional (ω) son definidas por:

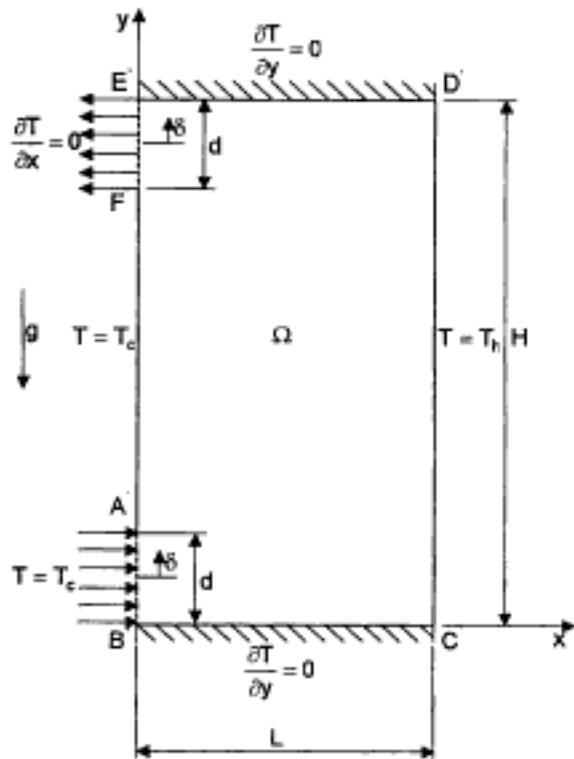


Fig. 1: Esquema de la cavidad estudiada

$$\frac{\partial \psi}{\partial Y} = U, \quad -\frac{\partial \psi}{\partial X} = V \quad \text{y} \quad \omega = \frac{\partial V}{\partial X} - \frac{\partial U}{\partial Y}, \quad (5)$$

y los números adimensionales de Prandtl (Pr), Grashof (Gr), Reynolds (Re), Rayleigh (Ra) y Richardson (Ri) están dados, respectivamente, por:

$$Pr = \frac{\nu}{\alpha}, \quad Gr = \frac{g\beta(T_h - T_c)H^3}{\nu^2}, \quad Re = \frac{U_0 H}{\nu},$$

$$Ra = Gr Pr \quad \text{y} \quad Ri = \frac{Gr}{Re^2}. \quad (6)$$

El cálculo del número de Nusselt medio en la superficie caliente (Nu_h) está dado por:

$$Nu_h = \frac{1}{S} \int_{S} Nu_x dS \quad \text{y} \quad Nu_x = \left. \frac{\partial \theta}{\partial X} \right|_S =$$

$$\frac{1}{2A_e} [(Y_j - Y_k) \theta_i + (Y_k - Y_l) \theta_j + (Y_l - Y_i) \theta_k], \quad (7)$$

Condiciones Iniciales y de contorno

Las condiciones iniciales para todo el dominio computacional (Ω) (figura 1), son para $t = 0$:

$$\psi = \theta = \omega = 0 \quad (8)$$

Las condiciones de contorno adoptadas en las paredes y en las fronteras abiertas, consideran las siguientes hipótesis: a) no existe deslizamiento del fluido con las paredes (condición de adherencia); b) la pared vertical izquierda es fría e isotérmica; c) la pared vertical derecha es caliente y también isotérmica; d) las paredes horizontales son adiabáticas; e) el fluido entra frío e isotérmico en la frontera inferior; f) el fluido sale adiabáticamente en la frontera superior.

Con estas consideraciones las condiciones de contorno son las siguientes, para $t > 0$:

a) en las paredes horizontales ($0 < X < L/H$, $Y = 0$ y 1):

$$\frac{\partial \theta}{\partial Y} = 0, \quad \psi = \frac{\partial \psi}{\partial X} = \frac{\partial \psi}{\partial Y} = 0, \quad \omega_W = \frac{3(\psi_B - \psi_N)}{\ell^2} - \frac{\omega_N}{2}, \quad (9)$$

b) en la frontera abierta inferior de entrada del fluido ($X = 0$, $0 < Y < D$):

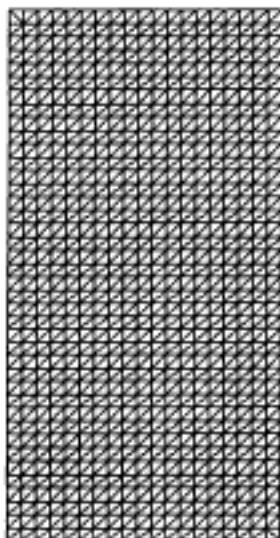


Fig. 2: Malla de elementos finitos utilizada

$$\theta = 0, \quad \frac{\partial \psi}{\partial X} = 0, \quad \psi = \frac{1}{2}D + \frac{3}{2}\delta - \frac{2\delta^3}{D^2},$$

$$\omega = \frac{12\delta}{D^2}; \quad (10)$$

c) en la pared vertical izquierda ($X = 0$, $D < Y < 1-D$):

$$\theta = 0, \quad \frac{\partial \psi}{\partial X} = \frac{\partial \psi}{\partial Y} = 0, \quad \psi = D,$$

$$\omega_W = \frac{3(\psi_B - \psi_N)}{\ell^2} - \frac{\omega_N}{2}; \quad (11)$$

d) en la frontera abierta superior de salida del fluido ($X = 0$, $1-D < Y < 1$):

$$\frac{\partial \theta}{\partial X} = 0, \quad \frac{\partial \psi}{\partial X} = 0, \quad \psi = \frac{1}{2}D - \frac{3}{2}\delta + \frac{2\delta^3}{D^2},$$

$$\omega = -\frac{12\delta}{D^2}; \quad (12)$$

e) en la pared vertical derecha ($X = L/H$, $0 < Y < 1$):

$$\theta = 1, \quad \psi = \frac{\partial \psi}{\partial X} = \frac{\partial \psi}{\partial Y} = 0, \quad \omega_W =$$

$$\frac{3(\psi_B - \psi_N)}{\ell^2} - \frac{\omega_N}{2}; \quad (13)$$

RESULTADOS Y DISCUSIÓN

Para la selección de la malla utilizada, fue necesario hacer un estudio de la influencia del refinamiento de la malla, sobre los resultados del número de Nusselt medio en la superficie caliente (Nu_h). Las mallas utilizadas fueron de 360, 1190, 1520 y 2970 elementos. Se observó que la convergencia de los valores del número de Nusselt medio (Nu_h) ocurre medida que el número de elementos aumenta. Para una malla con 1520 elementos el desvío del resultado del número de Nusselt (Nu_h), con relación a la malla con 2970 elementos, fue menor de 0,40%, lo que puede ser considerado como satisfactorio. A pesar de este resultado, se seleccionó una malla con distanciamiento uniforme de 2970 elementos para el estudio de este trabajo.

Para efecto de validación del código computa-

cional, fue estudiado el caso del límite cuando $Re \rightarrow 0$, situación en la cual, recae en el caso de la convección natural. Esta situación fue probada usando los programas de convección natural en cavidades rectangulares cerradas, estudiadas por Brito (1999), y mixta, desarrollado en el presente trabajo con la finalidad de verificar la desviación en los resultados obtenidos para el número de Nusselt medio en la superficie caliente (Nu_h). En esta prueba fueron considerados los siguientes parámetros: número de Grashof $Gr = 10^4, 10^5$ y 5×10^5 ; número de Prandtl fijo en $Pr = 0,7$ y relación de geometría de la cavidad $A = 2$. Fue utilizada una malla uniforme 28×56 equivalente a 2970 elementos. La mayor desviación en el cálculo del número de Nusselt promedio de la superficie caliente (Nu_h) fue de $-7,95\%$ para $Gr = 5 \times 10^5$ y el menor desvío fue de $-4,53\%$ para $Gr = 10^4$. Por otro lado, el programa computacional desarrollado por Brito (1999), para el estudio de la convección natural en cavidades rectangulares cerradas, fue probado y comparado con el caso estudiado experimentalmente por Ozoe et al. (1974). El valor de la desviación encontrado fue de $6,65\%$, para $Gr = 2 \times 10^4$ y $Pr = 0,733$.

Las Figuras 3 y 4 muestran el comportamiento de las líneas de corriente y las isoterma dentro de la cavidad rectangular semiabierto, después de que el sistema alcanza el régimen permanente.

La Figura 3 muestra las distribuciones de la función corriente adimensional (ψ) (lado izquierdo de la página). El valor del número de Reynolds fue dado inicialmente en $Re = 1$ y se vario el valor de Grashof de $Gr = 0$ hasta 10^5 . En las Figuras 3a y 4a para $Gr = 0$, se observa el caso de la convección forzada pura, en la cual las líneas de corriente muestran el comportamiento del fluido en el interior de la cavidad. Cuando las líneas de la función corriente se encuentran mas próximas unas de otras, significa mayor velocidad del flujo en aquel local. Con el aumento del número de Grashof, aumenta el caudal del flujo que circula dentro de la cavidad rectangular semiabierto. En las Figuras 3b y 4b, predomina el efecto de la convección natural como resultado del bajo valor de Reynolds ($Re = 1$).

Las distribuciones de temperatura adimensional (θ) aparecen en el lado derecho de la página (Figura 3). Las diferencias de tempera-

turas entre dos isotérmicas próximas es constante. La Figura 4a para $Re = 1$ y $Gr = 0$, el flujo de calor ocurre predominantemente por conducción, lo que puede ser visto por las distribuciones casi paralelas, entre las isoterma en casi toda la región de flujo en la cavidad. De la Figura 4b, se verifica que, con el aumento del número de Grashof, la circulación del fluido en la cavidad aumentada, implican en mayores cantidades de intercambio de calor en las regiones donde las líneas isotérmicas se encuentran próximas una de otras.

En las Figuras 3c, 3d, 4c y 4d, se observa un campo de pequeña recirculación del fluido solamente para un valor de Grashof más alto, de acuerdo con lo observado en la Figura 3d para $Gr = 10^5$. Para todos los valores de Grashof, la convección forzada predomina sobre la convección natural. A medida que se aumenta el número de Grashof, mayor será el flujo de calor en la pared isotérmica caliente. Por otro lado, en las Figuras 3c, 3d, 4c y 4d, se observa que debido al aumento del número de Reynolds, crece la región de fluido frío en la cavidad y consecuentemente, crece el flujo de calor próximo a la pared isotérmica caliente.

La Figura 5 presenta los resultados del número de Nusselt promedio (Nu_h) en la superficie C-D versus el número de Reynolds (Re). El número de Grashof (Gr) vario de $Gr = 0$ a 5×10^5 , con el número de Prandtl $Pr = 0,7$ y la relación de geometría $A = 2$.

En la Figura 5, se observa que cuando crece el número de Reynolds, el valor del número de Nusselt medio en la superficie caliente (Nu_h) también crece para toda el rango de números de Reynolds. Para un dado valor de Reynolds, por ejemplo $Re = 10$, se tiene valores diferentes de Nusselt (Nu_h) para cada valor de Grashof (Gr). Notase que los valores de Nusselt (Nu_h), para el caso de $Re \rightarrow 0$, recaen en el problema de la convección natural.

En la Figura 6, se observa que hasta $Ra^{1/4} = 6$, para un determinado número fijo de Reynolds, ocurre poca variación del número de Nusselt medio, predominando así el efecto de la convección forzada. A partir de $Ra^{1/4} > 9,147$, con el aumento de Ra y de Re , se incrementa Nu_h , mostrando que los efectos de la convección forzada y de la convección natural, ocu-

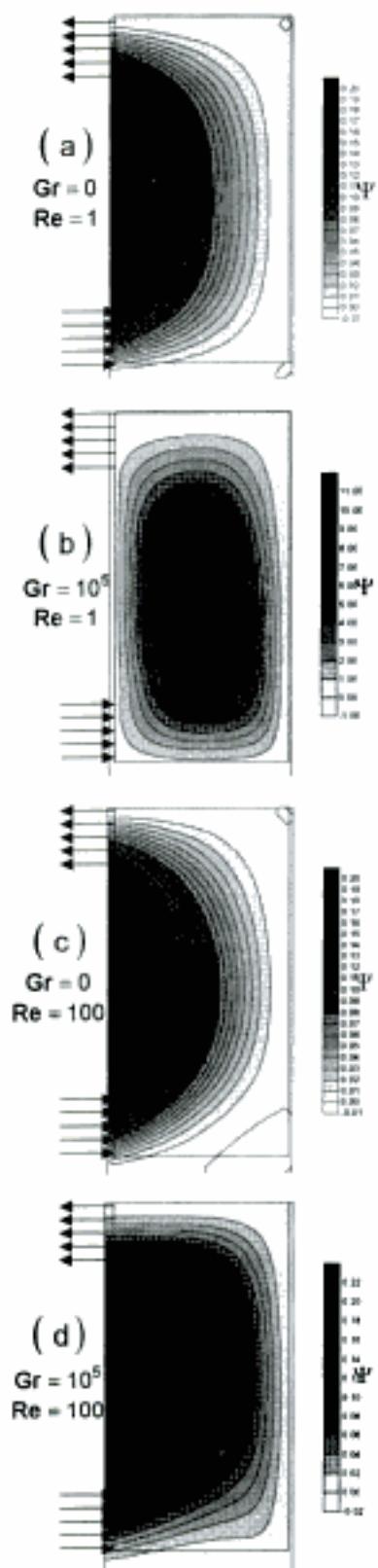


Fig. 3: Distribuciones de la función corriente (ψ) para $Pr = 0,7$; $A = 2$; $D = 0,2$

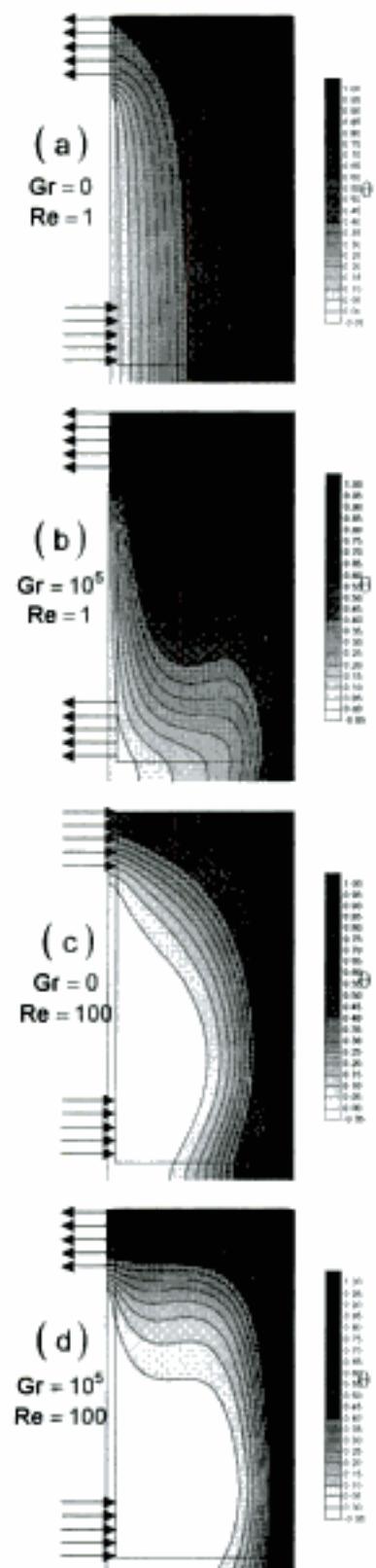


Fig. 4: Distribuciones de la temperatura dimensional (θ) para $Pr = 0,7$; $A = 2$; $D = 0,2$

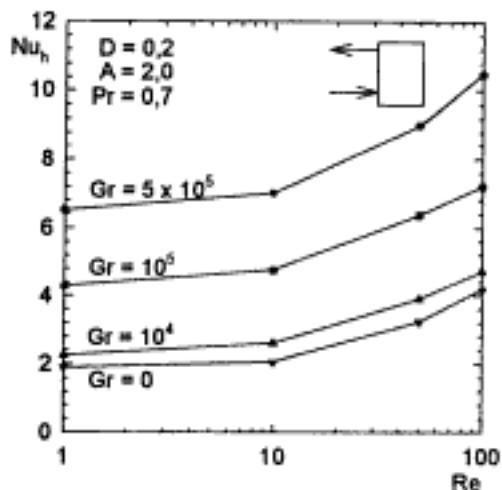


Fig. 5: Número de Nusselt medio en la superficie caliente C'D' (Nu_h) vs. número de Reynolds (Re)

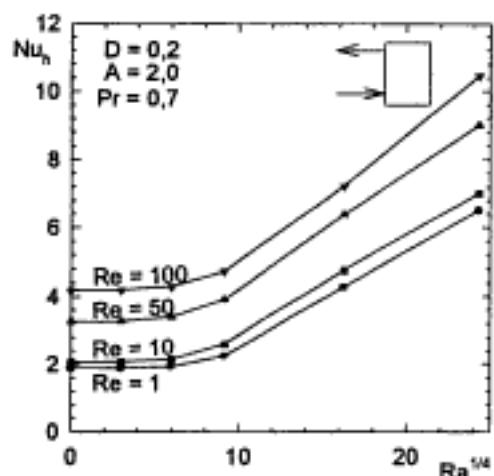


Fig. 6: Número de Nusselt medio en la superficie caliente C'D' (Nu_h) vs. número de Rayleigh ($Ra^{1/4}$)

rrén de forma simultánea en la corriente fluida.

En base a los resultados numéricos obtenidos, fueron deducidas dos ecuaciones para el número de Nusselt (Nu_h): 1) La ecuación (14) para Nu_h fue obtenida con el número de Rayleigh (Ra) en el rango de $0 \leq Ra \leq 1300$ y número de Reynolds (Re) entre $1 \leq Re \leq 100$ y $Pr = 0,7$. Siendo el mayor desvío de Nu_h dado por la ecuación (14) de $-6,22\%$ en relación a los resultados numéricos obtenidos; 2) La ecuación (15) para Nu_h fue obtenida para Ra

variando entre $7000 \leq Ra \leq 350000$ y para Re entre $1 \leq Re \leq 50$ y $Pr = 0,7$, con un desvío máximo de $9,50\%$ en relación a los resultados numéricos obtenidos en el presente trabajo.

$$Nu_h = 1,768 + 0,06019 Re^{0,004} \quad (14)$$

$$Nu_h = (0,2523 + 0,0658 Re^{0,004}) Ra^{1/4} \quad (15)$$

Con los resultados obtenidos en este estudio, fue posible analizar la influencia de las variaciones de los números de Reynolds (Re) y Grashof (Gr) sobre los resultados del número de Nusselt medio (Nu_h) y de esta forma, verificar cuáles el tipo predominante de convección. También se observó que con el aumento del número de Reynolds (Re), para todos los valores de Grashof (Gr), aumenta considerablemente el flujo en la región, sobre todo cuando el flujo está sometido a altas temperaturas en las paredes, con altos gradientes de temperatura, mostrando así la importancia del efecto de la convección forzada en el proceso de enfriamiento. Para valores bajos de Reynolds (Re), se observó que los resultados del número de Nusselt (Nu_h) se encuentran muy próximos de los resultados del número de Nusselt (Nu_h) en el caso de problemas de convección natural en una cavidad rectangular cerrada.

Con los resultados obtenidos, se puede observar, por medio de las líneas de corriente e isoterma, las regiones con mayores velocidades y mayores gradientes de temperaturas, pudiéndose prever, en qué situación habrá un mayor intercambio de calor con la superficie caliente. También se observó, que para el intervalo del número de Reynolds (Re) estudiado, (valores bajos de Re), predomina el efecto de la convección natural y para un valor mayor de este, predomina el efecto de la convección forzada, independiente del intervalo del número de Grashof utilizado.

CONCLUSIONES

Con los resultados numéricos obtenidos, es posible extraer las siguientes conclusiones: 1) La mayor tasa de transferencia de calor en la superficie vertical C'D' ocurrió para altos valores de Reynolds o altos de Grashof, o aún para altos valores de Reynolds y Rayleigh juntos; 2) Con los resultados obtenidos y para los

parámetros térmicos y geométricos simulados, se puede obtener correlaciones para el número de Nusselt medio (Nu_m), en la superficie C'D', en función de los números de Reynolds, Re y Rayleigh, Ra. Con esto se tiene una herramienta importante para que el ingeniero obtenga un mejor rendimiento con el menor costo en un determinado proyecto, por ejemplo, una sala con aire acondicionado; 3) Los resultados obtenidos para bajos valores de Reynolds fueron comparados con los resultados numéricos y experimentales encontrados en la literatura, presentando desviaciones pequeñas. Con esto, la confiabilidad de los resultados para los casos simulados aquí para el flujo con convección forzada y natural combinados; 4) Los resultados presentados por medio de las isoterma y de las líneas de corriente, también son importantes, ya que se puede verificar en cual región se tiene una mayor tasa de transferencia de calor y un mayor caudal. A partir de aquí, el proyectista puede mejorar su trabajo con la inclusión, por ejemplo, de un cuerpo con una baja temperatura en el interior de una cavidad semi-abierta.

AGRADECIMIENTOS

Los autores agradecen a la CNPq por el soporte financiero otorgado para la ejecución de este trabajo.

NOMENCLATURA

Símbolos latinos

A	relación geométrica adimensional
A_e	área del elemento
c_p	calor específico ($J \ kg^{-1} \ K^{-1}$)
D	distancia adimensional de la región de entrada y salida
g	aceleración gravitacional ($m \ s^{-2}$)
H	altura total de la cavidad (m)
L	ancho de la cavidad (m)
Nu_x	valor del número de Nusselt local calculado en la superficie caliente
Pr	número de Prandtl
Ra	número de Rayleigh
Re	número de Reynolds
Ri	número de Richardson
Gr	número de Grashof
P	presión adimensional
p	presión ($kg \ m^{-1} \ s^{-2}$)
t	tiempo (s)
T	temperatura ($^{\circ}C$)
u	velocidad horizontal ($m \ s^{-1}$)
U	velocidad horizontal adimensional
U_m	velocidad media del fluido en la entrada

de la cavidad ($m \ s^{-1}$)
v velocidad vertical ($m \ s^{-1}$)
V velocidad vertical adimensional
x coordenada horizontal (m)
X coordenada horizontal adimensional
y coordenada vertical (m)
Y coordenada vertical adimensional

Símbolos griegos

α	difusividad térmica ($m^2 \ s^{-1}$)
β	coeficiente de expansión volumétrica (K^{-1})
κ	conductividad térmica ($kg \ m \ s^{-3} \ K^{-1}$)
μ	viscosidad dinámica ($kg \ m^{-1} \ s^{-1}$)
ψ	función corriente adimensional
ρ	masa específica ($kg \ m^{-3}$)
θ	temperatura adimensional
τ	tiempo adimensional
ν	viscosidad cinemática ($m^2 \ s^{-1}$)
ω	vorticidad adimensional
ω_w	es la vorticidad del fluido junto al contorno
ψ_b	es el valor de la función corriente en el contorno
ψ_n	es el valor de la función corriente en un punto situado a una pequeña distancia ℓ del contorno
ω_n	es el valor de la vorticidad también situado a una distancia ℓ del contorno
δ	es la coordenada vertical adimensional medida a partir del centro de las fronteras abiertas (Figura 1)
ℓ	distancia pequeña (m)

Subíndices

c	pared fría
h	pared caliente
i,j,k	índices de los puntos modales del elemento
S	superficie
x	dirección x de la geometría
o	medio
e	elemento
w	pared
B	contorno
N	punto situado a una pequeña distancia ℓ del contorno
p	presión constante

REFERENCIAS

Angirasa, D., Mixed Convection in a Vented Enclosure with an Isothermal Vertical Surface, *Fluid Dynamics Research*, 26, 219-233 (2000).

Brito, R.F., Simulação Numérica da Transferência de Calor e do Escoamento de Fluidos,

Dissertação de Mestrado, Escola Federal de Engenharia de Itajubá, Brasil (1999).

Calmidi, V.V. y R.L. Mahajan, Mixed Convection over a Heated Horizontal Surface in a Partial Enclosure, *Int. J. Heat and Fluid Flow*, 19, 358-367 (1998).

Carrocci, L.R., F.R.Q. Aquino y M.A. Zanardi, Convección Mixta del Aire en una Cavidad Trapezoidal. In: 3rd Congreso Bolivariano de Ingeniería Mecánica - COBIM, Lima, Perú (2003).

Oosthuisen, P.H. y J.T. Paul, Mixed Convective Heat Transfer in a Cavity. Fundamental Forced and Mixed Convection. In: 23rd National Heat Transfer Conference. Denver-EUA, 42, 159-169 (1985).

Ozoe, H., K. Yamamoto, H. Sayama, y S.W. Churchill, Natural Circulation in an Inclined Rectangular Channel Heated on One Side and Cooled on the Opposing Side, *Int. J. Heat Mass Transfer*, 17, 1209-1217 (1974).

Patankar, S.V., *Numerical Heat Transfer and Fluid Flow*, Taylor & Francis, London (1980).

Raji, A. y M. Hasnaoui, Mixed Convection Heat Transfer in Ventilated Cavities with Opposing and Assisting Flows, *Engineering Computations*, 17 (5), 556-572 (2000).

Safi, M.J. y T.P. Loc, Development of Thermal Stratification in a Two-Dimensional Cavity: a Numerical Study, *Int. Journal of Heat Mass Transfer*, 37, 2017-2024 (1994).

Modelado del Transporte de Distribución Mediante Programación Lineal Entera

L. Ferrer¹, A.M. Coves² y M.A. de los Santos¹

Univ. Politécnica de Cataluña, (1) Dpto. de Ingeniería Mecánica, (2) Inst. de Organización y Control, Diagonal N°647, 08028 Barcelona-España (e-mail: laia.ferrer@upc.es)

Resumen

En este artículo se presenta un modelo de transporte de distribución usando programación lineal. El proceso global de distribución se considera dividido en sucesivos niveles entre la empresa y sus clientes. En cada nivel se distinguen unidades de origen-destino, entre un origen y varios destinos, con transporte directo y con ventanas en las fechas de entrega de los pedidos a transportar. La programación de la distribución se realiza en cada unidad, mediante programación lineal entera, considerando en la formulación flota limitada de vehículos y flota ilimitada. La programación global se obtiene como superposición de las programaciones de todas las unidades origen-destino. Para validar el modelo se han utilizado los datos proporcionados por una empresa del sector textil que cumple las características requeridas. Se concluye que el modelo presentado, resulta ser adecuado para modelar las empresas caracterizadas y ha permitido diseñar e implementar un procedimiento exacto para la programación de la distribución del producto de la empresa.

An Optimization Model of Distribution Transport using Integer Linear Programming

Abstract

This article presents a model of distribution transport using linear programming. The overall distribution process is considered to be divided into successive levels between the company and its clients. Origin-destination units are distinguished at each level between an origin and various destinations, with direct transport and with windows in the delivery dates of the orders to be transported. The distribution programming is carried out in each unit through integer linear programming considering in the formulation both limited and unlimited fleets of vehicles. The overall programming is obtained as a superposition of the programming of all the origin-destination units. Validation of the model was carried out using data obtained from a textile company having the required characteristics. It is concluded that the model presented is useful in modeling the companies described, and has permitted the design and implementation of an exact procedure for programming product distribution by the company.

Keywords: product distribution, distribution transport, integral linear programming, optimization modeling

INTRODUCCIÓN

El estudio de la distribución física de una empresa tiene como objetivo optimizar el flujo de productos desde los centros de producción hasta los clientes finales. Concretamente, la programación de la distribución se encarga de optimizar la asignación de las tareas a realizar (entrega de pedidos) a los recursos disponibles (vehículos).

En los últimos años la mayor parte de los estudios desarrollados en el ámbito de la distribución física de una empresa se concentra en el diseño de la estructura general de la distribución ampliándolo en muchos casos a otros procesos logísticos de la empresa. Así Laporte (1992) aplica la programación matemática y resume los principales algoritmos exactos y heurísticos desarrollados en problemas de vehículos. Baita *et al* (1998) presentan una clasificación de los problemas de rutas considerando también los costos de almacenaje. Hal *et al* (2001) presentan el estado del arte de las herramientas existentes y de los paquetes de programas disponibles para el estudio global de la cadena logística y apuntan sus limitaciones. En esta misma línea están los trabajos de Jayaraman y Pirkul (2001). Las limitaciones de los estudios globales se hacen más evidentes en el caso de empresas cuyas características hacen necesaria una programación en un horizonte a corto plazo y que pueden variar considerablemente de otras programaciones anteriores y futuras.

En este trabajo se presenta la optimización de la distribución mediante programación matemática para empresas que necesiten una programación a corto plazo y que tienen las siguientes características:

- (i) Distribución entre un origen y diferentes destinos.
- (ii) Distribución basada en transporte directo origen-destino.
- (iii) Flota de vehículos disponibles conocida.
- (iv) Disponibilidad de un listado de pedidos a entregar, en un cierto horizonte temporal, con fechas de entrega mínima y máxima ("ventanas" en las fechas de entrega).

Esta caracterización considera algunos aspectos no contemplados usualmente en la programación de la distribución, como son las ventanas en las fechas de entrega de los pedidos. Tener en cuenta este margen que existe sobretodo en el transporte entre centros de

almacenaje, puede reducir significativamente los costes de transporte ya que permite realizar menos viajes con los vehículos más llenos. Para ello se ha utilizado una analogía entre la programación de la distribución y la programación y la secuenciación de piezas a máquinas. La analogía se establece entre vehículos y máquinas y entre viajes y piezas. Con ello se han aplicado los procedimientos de penalización de tiempo de retraso en las entregas utilizados en programación y secuenciación de piezas a máquinas como presentan Backer y Scudder (1990) y se ha aplicado la programación lineal entera. (Verma y Dessouky, 1998)

El proceso global de distribución se considera dividido en sucesivos niveles entre la empresa usuaria y sus clientes, por ejemplo, entre centros de producción y almacenes centrales, entre almacenes centrales e intermedios o entre almacenes intermedios y grandes clientes finales. Dentro de cada nivel se distinguen unidades origen-destinos (UOD) constituidas por un centro origen que transporta productos a distintos destinos siempre con transporte directo. La programación de la distribución se realiza en cada UOD separada e independientemente y la programación de todo el proceso de distribución se considera la unión de las programaciones de las UOD.

El modelo que se presenta minimiza el número de viajes realizados. En relación con la flota de vehículos disponibles, se estudian dos posibilidades distintas: flota limitada, que restringe en número de vehículos que se pueden utilizar en una misma unidad de tiempo y flota ilimitada. Si la flota es limitada es necesario programar la distribución a todos los destinos al mismo tiempo, pero que si se considera ilimitada la programación global puede descomponerse en subproblemas que programen independientemente la distribución a cada destino (Azizoglu y Webster 2001).

La evaluación del modelo de programación de la distribución que se presenta se realiza a partir de los datos obtenidos de una empresa del sector textil en la que las ventanas en las fechas de entrega es un factor importante y que se adapta a la caracterización definida.

MODELADO Y RESOLUCIÓN

El modelado y resolución de la programación de la distribución se realiza mediante un procedimiento exacto, la programación lineal

entera (PLE). En Ferrer et al. (2000) se presenta un algoritmo heurístico del tipo llamado de lanzamiento (*dispatching*) a aplicar en los casos en los que la PLE no resulte adecuada, debido al tamaño del ejemplar de estudio. La resolución mediante el algoritmo de lanzamiento plantea la programación de la distribución como un problema de asignación de recursos a tareas y programación de la secuencia de ejecución. En este algoritmo se van eligiendo sucesivamente recursos (vehículos) y las tareas (pedidos) a realizar con el recurso elegido, hasta programar todas las tareas pendientes. Las elecciones se basan en unos criterios a determinar, que intentan disminuir costes intentando llenar los vehículos al máximo y disminuir el número de viajes a realizar.

Los parámetros característicos del sistema que se utilizan en el PLE, son los siguientes:

NT: Número de unidades de tiempo del horizonte de programación.
 NV: Número de vehículos disponibles.
 CV: Capacidad de carga de los vehículos.
 ND: Número de centros destino.
 Z_d : Coste del viaje al destino d .
 N: Número de pedidos.
 MN_i : Fecha mínima del pedido i .
 MX_i : Fecha máxima del pedido i .
 K_i : Carga del pedido i .
 D_i : Destino del pedido i .

La carga del vehículo se representa con un parámetro que permite representar la restricción de capacidad con una variable unidimensional, por ejemplo, el peso, el volumen o el número de paletas que caben en el vehículo.

A continuación se presenta la formulación del modelo para los casos de flota limitada que, como se ha dicho, programa la distribución a todos los centros conjuntamente, e ilimitada que considera independientemente la distribución a cada centro.

Flota limitada

Las variables binarias que se utilizan en PLE, son las siguientes:

X_{vt} : El pedido i se entrega (o no) con el vehículo v en la unidad de tiempo t .

V_{vt} : El vehículo v va (o no) al destino d en la unidad de tiempo t .

El modelo con PLE es el siguiente:

$$[MIN] Z = \sum_{v=1}^{NV} \sum_{d=1}^{ND} \sum_{t=1}^{NT} (V_{vt} \times Z_d)$$

$$\sum_{t=MN_i}^{MX_i} \sum_{v=1}^{NV} X_{vt} = 1 \quad 1 \leq i \leq N \quad (1)$$

$$X_{vt} \leq V_{vt} \quad 1 \leq i \leq N, 1 \leq v \leq NV, \quad (2)$$

$$MN_i \leq t \leq MX_i, \quad d = D_i$$

$$\sum_{d=1}^{ND} V_{vt} \leq 1 \quad 1 \leq v \leq NV, 1 \leq t \leq NT \quad (3)$$

$$CV \geq \sum_{i=1}^N (K_i \times X_{vt}), \quad 1 \leq v \leq NV, 1 \leq t \leq NT \quad (4)$$

La restricción (1) asegura que cada pedido se sirve un solo día con un solo vehículo entre las fechas de entrega mínima y máxima. La (2) comprueba que cada pedido se envíe con un vehículo que va al centro destino correcto el día que se envía el pedido. La restricción (3) limita a uno los viajes realizados por unidad de tiempo por un vehículo y la (4) impide que se supere la capacidad de carga de los vehículos.

El límite de flota puede provocar que el problema resulte no resoluble. En este caso, la flota mínima que permite entregar todos los pedidos a tiempo, se puede encontrar de forma iterativa aumentando el número de vehículos disponibles hasta conseguir la resolución del problema.

Flota ilimitada

Las variables binarias que se utilizan en PLE, son las siguientes:

X_{vt} : El pedido i se entrega (o no) con el vehículo v en la unidad de tiempo t .

V_{vt} : El vehículo v se utiliza (o no) en la unidad de tiempo t .

El modelo con PLE resulta la siguiente:

$$[MIN] Z = \sum_{v=1}^{NV} \sum_{d=1}^{ND} \sum_{t=1}^{NT} (V_{vt} \times Z_d)$$

$$\sum_{t=MN_i}^{MX_i} \sum_{v=1}^{NV} X_{vt} = 1, \quad 1 \leq i \leq N \quad (5)$$

$$X_{vt} \leq V_{vt}, \quad 1 \leq i \leq N, 1 \leq v \leq NV, MN_i \leq t \leq MX_i \quad (6)$$

$$CV \geq \sum_{i=1}^N (K_i \times X_{vt}), \quad 1 \leq v \leq NV, 1 \leq t \leq NT \quad (7)$$

La restricción (5) asegura que cada pedido se sirve un solo día con un solo vehículo entre

las fechas de entrega mínima y máxima. La (6) comprueba que cada pedido se envíe con un vehículo que va al centro destino correcto el día que se envía el pedido y la (7) impide que se supere la capacidad de carga de los vehículos.

RESULTADOS Y DISCUSIÓN

El modelo de PLE se implementa en el paquete OPL Studio 3.7 de ILOG que ejecuta el programa CPLEX 9.0 en un ordenador Pentium IV a 1,7 GHz y con 1Gb de RAM. La experimentación se basa en diversas baterías de ejemplares generados de forma aleatoria a partir de los datos proporcionados por la empresa del sector textil comentada en la introducción.

La empresa estudiada se dedica a la fabricación y distribución de hilo a nivel europeo. Sus clientes se sitúan en cuatro países distintos y las características del sector hace que se encuentren concentrados en zonas relativamente pequeñas. A cada una de estas zonas la empresa sirve pedidos, una vez a la semana. La proximidad entre los clientes de una zona, en comparación con la distancia al centro de origen, y la frecuencia de entregas semanal permiten considerar el transporte como directo origen-destino, tal como se considera en nuestro modelo. Además, los clientes permiten un margen de una semana en la fecha de entrega, antes o después de la fecha de entrega solicitada. En general, el tamaño de cada pedido de los distintos clientes supone un tercio de la capacidad de carga de los vehículos. A cada uno de los países se envía semanalmente entre uno y tres vehículos.

La aplicación del modelo a la empresa estudiada se ha realizado considerando la planificación para cada destino de forma independiente y con una flota suficiente para que puedan servirse todos los pedidos.

A partir de los datos de la empresa se han generado ejemplares de forma aleatoria en los que se varía: el número de pedidos a entregar, el margen de fechas de entrega –ventanas temporales- y el horizonte temporal. El tiempo máximo de resolución se calcula, para cada ejemplar, proporcional al número de pedidos.

A continuación se presentan los resultados correspondientes a un destino (flota ilimitada) comparando el caso de ventana temporal de una unidad de tiempo –ventana 1- y de dos

unidades de tiempo –ventana 2-. Para ambas ventanas se compara el número de ejemplares resueltos, de cada 100, variando el tiempo máximo de resolución entre el valor calculado a partir del número de pedidos, que está comprendido entre 200s y 1000s, un 50% del mismo y un 10% de mismo. También, se comparan el número de ejemplares resueltos en el caso de considerar un número máximo de vehículos diferentes (1, 2 y 3).

El modelo se aplica a un horizonte temporal determinado. En este artículo se presentan los resultados para un horizonte de 5 unidades de tiempo y para un horizonte de 10 unidades de tiempo.

Así, la tabla 1 muestra los resultados obtenidos para el primer horizonte temporal y la tabla 2 para el segundo horizonte temporal considerado.

En las tablas 1 y 2, se observa que el margen en la entrega de pedidos no afecta significativamente en el número de ejemplares resueltos.

La influencia del número de pedidos en el número de ejemplares resueltos se muestra en las figuras de a continuación.

La Figura 1 muestra el porcentaje de ejemplares resueltos en función del tiempo para distintos números de pedidos comprendidos entre 20 y 100, considerando un horizonte temporal de 5 unidades de tiempo.

Tabla 1: Número de ejemplares resueltos, de un total de 100, para un horizonte temporal de 5 unidades de tiempo.

	Ventana 1			Ventana 2		
	1	2	3	1	2	3
100%	97	95	99	97	96	97
50%	97	94	96	96	94	97
10%	90	91	91	90	88	89

Tabla 2: Número de ejemplares resueltos, de un total de 100, para un horizonte temporal de 10 unidades de tiempo

	Ventana 1			Ventana 2		
	1	2	3	1	2	3
100%	70	59	54	72	67	62
50%	63	54	51	64	60	56
10%	47	35	34	46	42	40

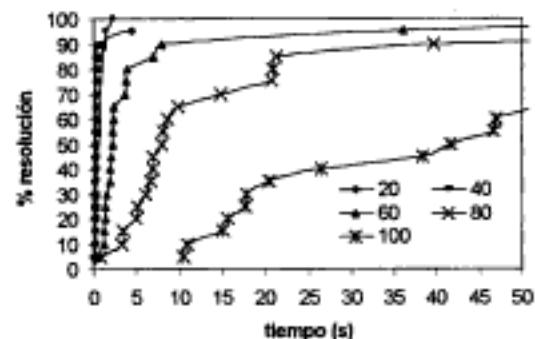


Fig. 1: Porcentaje de ejemplares resueltos en función del tiempo para diferente número de pedidos en un horizonte de 5 unidades de tiempo

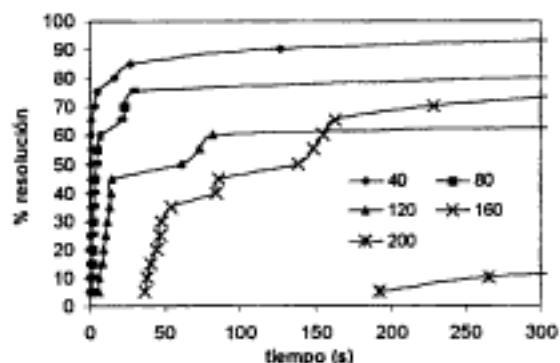


Fig. 2: Porcentaje de ejemplares resueltos en función del tiempo para diferente número de pedidos en un horizonte de 10 unidades de tiempo

La Figura 2 muestra los mismos resultados que la figura 1 calculados para un horizonte temporal de 10 unidades de tiempo.

CONCLUSIONES

El modelo de transporte de distribución basado en la agregación de unidades origen-destinos (UOD) resulta adecuado para modelar las empresas caracterizadas y ha permitido diseñar e implementar un procedimiento exacto para la programación de la distribución de una empresa del sector textil.

Los resultados de los experimentos generados

dos de forma aleatoria a partir de los datos proporcionados por la empresa muestran que el modelo permite obtener el óptimo en un porcentaje elevado de ejemplares para horizontes temporales que son los utilizados por la empresa ya que 5 unidades de tiempo corresponde a una planificación de 5 semanas.

El modelo permite la consideración de los márgenes en las fechas de entrega de los pedidos. El número de ejemplares resueltos no se ve afectado de manera significativa al cambiar dichos márgenes.

REFERENCIAS

Azizoglu, M. y S. Webster. Scheduling a batch processing machine with incompatible job families. *Computers & Industrial Engineering*, 29, p. 325 (2001).

Baker K.R. y G.D. Scudder. "Sequencing with earliness and tardiness penalties: a review". *OP*, 38 (1), p. 22 (1990).

Baita, F., W. Ukovich, R. Pesento, R y D. Favaretto, Dynamic routing and inventory problems: a review. *Transportation research. Part a*, 32 (8), 585-598 (1998).

Ferrer, A.C. y M. A. de los Santos. Un modelo de transporte de distribución. *Actas del XIV Congreso de Ingeniería Mecánica*. Madrid, (2000).

Hal, Z., R. Batta y R. Szczerba, Supply-Chain optimisation – Players, tools and issues. *OR Insight*, 14, (2), 20-30 (2001).

Jayaraman, V. y H. Pirkul, Planning and coordination of production and distribution facilities for multiple commodities. *European Journal of Operational Research*, 133, 394-408 (2001).

Laporte, G. The vehicle routing problem: an overview. *European Journal of Operational Research*, 59, 345-358 (1992).

Verma, S. y M. Dessouky, Single-scheduling of unit-time jobs with earliness and tardiness penalties. *Mathematics of Operations Research*, 23 (4), 930-943 (1998).

XXIV SIMPOSIO NACIONAL DE SIDERURGIA

**26 al 28 de noviembre de 2004
Michoacán - México**

Informaciones:

Ing. Armando Jesús Zaragoza Villafán
Instituto Tecnológico de Morelia
Av. Tecnológico 1500
Col. Lomas de Santiaguito
58120 Morelia, Michoacán - México

V CONGRESO DE SOLDADURA Y ENSAYOS NO DESTRUCTIVOS

**28 al 29 de octubre de 2004
Bogotá - Colombia**

Informaciones:

Asociación Colombiana de Soldadura y
Ensayos No Destructivos, ACOSEND
Calle 98 N° 15-17, Of. 509
Bogotá - Colombia
e-mail: ascolsol@colomsat.net.co
<http://www.ascolsol.org>

V CONGRESO BRASILEÑO DE SISTEMAS AGROFORESTALES DESARROLLO CON PROTECCIÓN AMBIENTAL

**25 al 28 de octubre de 2004
Curitiba, P.R. - Brasil**

Informaciones:

Comisión Técnica
A Sociedade Brasileira de Sistemas
Agroflorestais e a Embrapa Florestas
Embrapa Florestas, Estrada da Ribeira,
Km 111, Casilla Postal 319
83411-000 Colombo, PR - Brasil
e-mail: cbsfa@cnpf.embrapa.br

10º CONGRESO BRASILEÑO DE CIENCIAS TÉRMICAS E INGENIERÍA

**29 de nov. al 03 de dic. de 2004
Rio de Janeiro, RJ - Brasil**

Informaciones:

Secretaria Ejecutiva
Ana Lucia Froés de Souza
Asoc. Brasileña de Ciencias
Mecánicas e Ingeniería (ABCM)
Av. Rio Branco, 124/14º andar - Centro,
20040-001 Rio de Janeiro, RJ - Brasil
e-mail: abcm@abcm.org.br
<http://www.abcm.org.br/encit2004>

Modelado del Llenado de Vehículos con Cargas de Distintos Tamaños Mediante Programación Matemática Entera

L. Ferrer¹, M.A. de los Santos¹ y A.M. Coves²

Univ. Politécnica de Cataluña, (1) Dpto. de Ingeniería Mecánica, (2) Inst. de Organización y Control, Diagonal N°647, 08028 Barcelona-España (e-mail: laia.ferrer@upc.es)

Resumen

Este artículo presenta un modelo para optimizar el llenado de los vehículos considerando cargas palletizadas con elementos de distintas dimensiones. Para resolver el problema se han realizado tres modelos de programación matemática, con el fin de identificar los más eficientes en cada experimento. Los modelos se diferencian en el tipo de variables utilizadas y en las restricciones empleadas. Estas últimas dan el comportamiento lineal o no lineal del sistema. Se ha aplicado el modelado a una empresa del sector textil con el fin de determinar el número mínimo de vehículos necesario para realizar el transporte. Se concluye que el modelo permite obtener un porcentaje de resolución importante en poco tiempo para el tamaño y tipología de pedidos de la empresa.

Integer Mathematical Models for Loading of Vehicles with Items of Different Sizes

Abstract

This article presents a model for optimizing the loading of vehicles considering palletized loads of different sized elements. Three different mathematical programming models were applied in solving the problem in order to experimentally identify the most efficient one in real case situations. The models differ in the kinds of variables and the kinds of restrictions used, the latter providing the linear or non-linear behavior of the system. The modeling was applied to a textile sector company in order to determine the minimum number of vehicles necessary to carry out the transport. It is concluded that the model permits obtaining an important percentage of resolution in a short time based on the size and typology of orders of the company.

Keywords: vehicle loading, linear programming, palletized loads, mathematical modeling

INTRODUCCIÓN

Los costes asociados al transporte constituyen una parte muy importante de los costes de distribución de una empresa. El coste de transporte depende, entre otros aspectos, del número de viajes necesarios para transportar una determinada cantidad de producto y reducir este número supone un ahorro significativo.

La complejidad del cálculo del mínimo número de vehículos necesarios para transportar una determinada cantidad de producto depende de las variables consideradas. El cálculo resulta sencillo si la restricción de la capacidad se modela mediante una variable unidimensional. Este sería el caso de considerar como parámetros el peso o el número de paletas iguales que caben en un vehículo.

En el caso de tener cargas con elementos de distintas dimensiones, la capacidad del vehículo ya no puede modelarse con una variable unidimensional debido a que las paletas que cabrán dependen de la posición en que se coloquen. En este caso la limitación de capacidad pasa a ser una restricción 2D y la complejidad del problema aumenta de forma considerable.

Los problemas que consideran limitaciones de capacidad en 2D o 3D se denominan usualmente problemas de corte o de empaquetado, en los que una serie de "objetos pequeños" se deben colocar en una serie de "objetos grandes" (Dyckhoff y Finke, 1992; Lodi et al., 2002). Se agrupan en este tipo de problemas, entre otros, los casos particulares de fabricación de piezas a partir del corte de material, la paletización de producto o el llenado de cajas con productos de diferentes dimensiones.

Chen et al. 1991, realizan estudios de paletización del producto y de llenado de cajas mediante modelos de programación lineal consiguiendo buenos resultados para problemas de dimensiones moderadas. En el caso de considerarse la tercera dimensión diversos autores desarrollan algoritmos heurísticos para obtener una solución del problema (Bortfeldt y Gehring, 2001).

Este trabajo se presentan dos modelos para minimizar el número de viajes realizados en el transporte mediante la optimización del llenado de los vehículos considerando cargas con elementos de distintos tamaños. Para ello se

ha tratado como un caso particular del problema de corte y empaquetado. La evaluación y la comparación de los modelos se realiza aplicándolos a ejemplos de la bibliografía.

Se presenta así mismo la aplicación del modelo más adecuado a un caso real de una empresa del sector textil con el fin de optimizar el llenado de vehículos con los elementos de los pedidos de la empresa. Los experimentos se generan, en este caso de forma aleatoria a partir de los datos proporcionados por la empresa.

MODELADO

El llenado de vehículos mediante cargas de diferentes tamaños se ha modelado mediante programación matemática entera. Se han planteado dos modelos distintos para identificar el más eficiente para cada experimento. En estos modelos se varían, básicamente el tipo de variables utilizadas para determinar la colocación de las paletas. las variables pueden ser binarias o enteras.

El conjunto de parámetros que se utilizan en los tres modelos para caracterizar el sistema son los siguientes: NV: Vehículos disponibles; L: Longitud del vehículo; W: Anchura del vehículo; N: Número de paletas; L_i: Longitud de la paleta *i*; W_i: Ancho de la paleta *i*; m: Constante auxiliar de valor

Modelización lineal con variables binarias

Las variables y la formulación matemática del modelo son las siguientes:

$$[MIN] Z = \sum_{v=1}^{NV} V_v \quad (1)$$
$$\sum_{i=0}^{L-1} \sum_{w=0}^{W-Q_i} \sum_{v=1}^{NV} X_{iwhv} = N_i \quad 1 \leq i \leq N$$

$$m \times V_v \geq \sum_{i=0}^{L-1} \sum_{w=0}^{W-Q_i} X_{iwhv} \quad 1 \leq i \leq N, 1 \leq v \leq NV \quad (2)$$

$$m+1 \geq X_{iwhv} + \sum_{j=1}^{N} \sum_{p=\max(0, i-L_j+1)}^{\min(L+L_j-1, L-L_j)} \sum_{q=\max(0, W-W_j+1)}^{\min(W+W_j-1, W-W_j)} X_{jwhv} \quad 1 \leq i \leq N, 0 \leq l \leq L-L_j, 0 \leq w \leq W-W_j, 1 \leq v \leq NV \quad (3)$$

X_{iwhv} : Variable binaria: La paleta *i* se sitúa (o no) en el punto (*l*, *w*) en el vehículo *v*

V_i : Variable binaria: El vehículo v se utiliza (o no).

La restricción (1) asegura que todas las paletas se asignan a algún vehículo, la (2) fuerza que los vehículos que tengan paletas asignadas consten como utilizados y la (3) evita la superposición de paletas.

Modelización lineal con variables enteras

Las variables y la formulación matemática del modelo es la siguiente:

X_i : Variable entera: coordenada longitudinal donde se sitúa la paleta i .

Y_i : Variable entera: coordenada de anchura donde se sitúa la paleta i .

V_i : Variable entera: vehículo donde se sitúa la paleta i .

NV : Variable entera: número de vehículos utilizados.

$a1_y, a2_y, a3_y, a4_y, a5_y, a6_y$: Variables binarias auxiliares

$$[MIN] Z = NV$$

$$X_i \leq L - L, \quad 1 \leq i \leq N \quad (4)$$

$$Y_i \leq W - W, \quad 1 \leq i \leq N \quad (5)$$

$$NV \geq V_i, \quad 1 \leq i \leq N \quad (6)$$

$$a1_y + a2_y + a3_y + a4_y + a5_y + a6_y \geq 1$$

$$X_i - X_i - L_i \geq -m + a1_y \times m;$$

$$-X_i + X_i + L_i \geq -m + a2_y \times m;$$

$$Y_i - Y_i - W_i \geq -m + a3_y \times m;$$

$$-Y_i + Y_i + W_i \geq -m + a4_y \times m;$$

$$V_i - V_i \geq -m + a5_y \times m;$$

$$V_i - V_i \geq -m + a6_y \times m;$$

$$1 \leq i \leq N, 1 \leq j \leq N, i \neq j \quad (7)$$

Las restricciones (4) y (5) aseguran que las paletas se sitúen dentro de los vehículos de forma que éstos contengan toda su superficie, la (6) fuerza a que consten todos los vehículos utilizados y el conjunto de restricciones (7) evita la superposición de paletas.

Los dos modelos presentados se complementan con restricciones adicionales que permiten simplificar el proceso de resolución: como cota mínima: el número mínimo de vehículos se calcula a partir del área necesaria para disponer todas las paletas.

RESULTADOS Y DISCUSIÓN

Los diversos modelos se implementan con el paquete de resolución de programas matemáticos enteros OPL Studio 3.7 de ILOG que ejecuta el programa CPLEX 9.0 en un ordenador Pentium IV a 1,7 GHz y con 1Gb de RAM.

La evaluación de los modelos presentados y de los métodos de resolución se basa, por una parte, en experimentos encontrados en la bibliografía y, por otra parte, en experimentos generados de forma aleatoria a partir de los datos proporcionados por una empresa del sector textil. Concretamente, el caso de estudio de esta empresa consiste en minimizar el número de vehículos necesarios para transportar cierta cantidad de producto en paletas.

En cuanto a la experimentación con ejemplos encontrados en la bibliografía, ha sido necesario reproducir exactamente los problemas de estudio y adaptar los modelos, presentados en el apartado 2, en relación con el número de dimensiones consideradas en la restricción de la capacidad o la función objetivo. Se han reproducido los experimentos de tres artículos (Beasley, 1982; Chen et al., 1991; Chen et al., 1995). A continuación se resumen los ejemplos de estudio y el método de resolución utilizado, en estos tres trabajos:

1-Maximización del valor (función del área) de las piezas de distintos tipos colocadas en un contenedor. Problema 2D resuelto mediante programación lineal entera

2-Minimización del número de vehículos necesarios para colocar cierto número de paletas de distintos tipos. Problema 2D resuelto mediante programación lineal entera y mixta.

3-Minimización de la longitud necesaria para colocar cierto número de piezas de distintos tipos en un contenedor de base fija. Problema 3D resuelto mediante programación lineal entera y mixta.

Los resultados muestran que un modelo será más o menos eficaz que el otro en función de la relación que existe entre el número de paletas que deben situarse y el número de tamaños diferentes de paletas. En el modelo de variables enteras el número de variables

es proporcional al número de paletas mientras que en el de variables binarias, el número de variables es proporcional al número de tipos de paletas diferentes.

El modelo con variables enteras se muestra más eficaz cuando el número de paletas diferentes es importante y hay poca cantidad de cada una de ellas que es el caso de los ejemplos probados de la literatura. El modelo de variables binarias es más adecuado en el caso que el número de paletas diferentes sea pequeño y haya un número mayor de cada una de ellas. Este es el caso de la empresa del sector textil que desea estudiarse ya que disponen de pocos tipos de paletas y un número considerable de cada uno de los tipos. A continuación se presentan los resultados obtenidos para la empresa estudiada.

Los experimentos se han realizado considerando vehículos de dimensiones 12mx2,4m (contenedores de 40 pies) y seis tipos de paletas de las siguientes dimensiones: 1200 x 800 mm, 1200 x 1200 mm, 2400 x 400 mm, 400 x 1200 mm, 400 x 400 mm, 800 x 800 mm.

Se han simulado tres experimentaciones diferentes considerando que cada tipo de paleta aparece en los ejemplares con probabilidades del 40%, 70% o del 100%. El número de paletas de cada tipo se genera de forma aleatoria en grupos de diez. Se han resuelto 100 ejemplares para los diferentes números de paletas considerados. Se ha fijado un tiempo máximo de resolución de 100s que se ha aumentado a 200 s en los casos en los que no se ha obtenido solución óptima con el primero.

La Figura 1 muestra el porcentaje de ejemplares resueltos en cada uno de los tres experimentos en función de la cantidad de paletas de cada tipo con un tiempo máximo de 100 s.

Se observa que en el caso del experimento en el que la probabilidad de aparición de cada tipo es del 40%, el porcentaje de resolución de los ejemplares es superior al 90% independientemente del número de paletas de cada tipo. Para los otros porcentajes el número de ejemplares resueltos disminuye con el número de tipos y con el número de paletas de cada tipo, siendo el caso de que todos los tipos estén presentes, el más desfavorable. En este último se observa una disminución

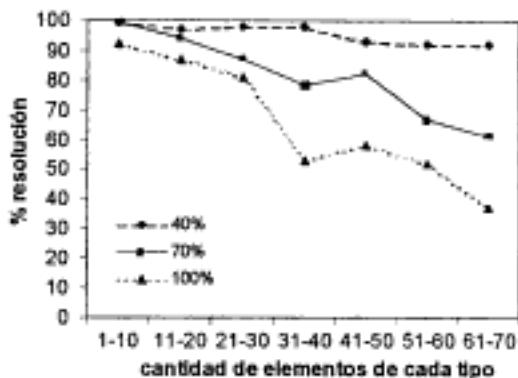


Fig. 1: Porcentaje de ejemplares resueltos función de la cantidad de paletas de cada tipo con un tiempo máximo de resolución de 100s.

del porcentaje de resolución muy importante cuando el número total de paletas es de 150 o superior. El aumento del tiempo máximo de resolución a 200s no ha incrementado de forma significativa el número de ejemplares resueltos.

La Figura 2 muestra el tiempo medio de resolución para los ejemplares que se ha obtenido la solución óptima. Se observa crece con el número de tipos diferentes y con el número de paletas. En los casos resueltos no sobrepasa los 60 s.

La Figura 3 muestra el tiempo de resolución y la Figura 4 el porcentaje de ejemplares resueltos en función del número total de paletas de diferentes tamaños. En ellas se observa la influencia del número de tipos y del número total de paletas, en el tiempo de resolución y en el porcentaje de resolución de los ejemplares.

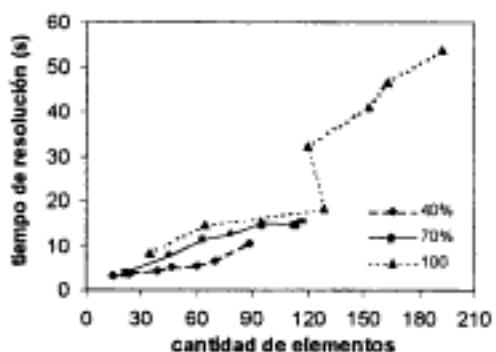


Fig. 2: Tiempo medio de resolución de los ejemplares que se obtiene solución.

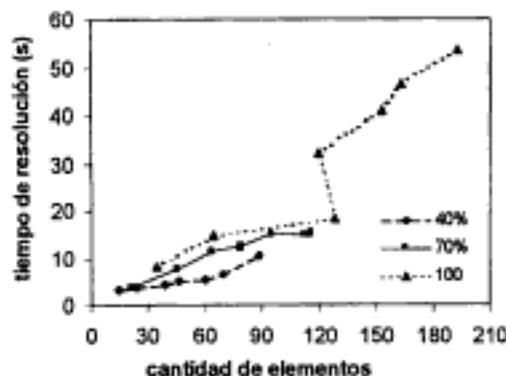


Fig. 3: Tiempo de resolución en función del número total de paletas de diferentes tamaños

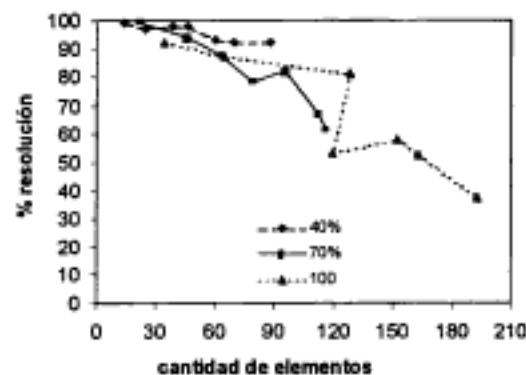


Fig. 4: Porcentaje de ejemplares resueltos en función del número total de paletas de diferentes tamaños

En las dos gráficas anteriores se observa que el tiempo de resolución y el porcentaje de resolución, para un mismo número de paletas, es siempre menor en el caso que el número de tipos sea menor.

CONCLUSIONES

La optimización del llenado de vehículos con cargas de diferentes tamaños y cantidades se puede realizar mediante la programación matemática entera. Si las variables son enteras

el modelo es adecuado para el caso en que se disponga de muchos tipos de carga y pocas cantidades de cada tipo. Si las variables son binarias, el modelo es adecuado en el caso en que el número de tipos de carga sea pequeño y el número de elementos de cada tipo elevado.

El modelo binario se ha aplicado al caso de una compañía real del sector textil. Los resultados muestran que el número de elementos diferentes que se combinan tienen una gran influencia en la resolución.

El modelo permite obtener un porcentaje de resolución importante en poco tiempo para el tamaño y tipología de pedidos de la empresa.

REFERENCIAS

Beasley, J.E., An exact two-dimensional non-guillotine cutting tree search procedure. *Operational Research*, 33(1), p. 49 (1982).

Bortfeldt, A. y H. Gehring, A hybrid genetic algorithm for the container loading problem. *European Journal of Operational Research, Theory and Methodology*. 131, 143-161 (2001).

Chen, C.S., S.M. Lee, y Q.S. Shen, An analytical model for the container loading problem. *European Journal of Operational Research*, 80, pag. 68 (1995)

Chen, C. S., S. Sarin y B. Ram, The palet loading problem with non-uniform box sizes. *International Journal of Operational Research*. 29 (10), 1963-1968 (1991).

Dyckhoff, H y U. Finke, *Cutting and Packing in Production and Distribution*. Physical-Verlag, Heidelberg (1992).

Lodi, A., S. Martello, M. Monaci, Two-dimensional packing problems: A survey. *European Journal of Operations Research* 141, 241-252 (2002).

XV SIMPOSIO NACIONAL DE BIOPROCESOS

**02 al 05 de agosto de 2005
Recife, Pernambuco - Brasil**

Informaciones:

Prof. Dr. Diogo Ardaillon Simões
Universidad Federal de Pernambuco
Centro de Ciencias Biológicas
Av. Prof. Moraes Rego s/n
Ciudad Universitaria
50670-920 Recife, PE - Brasil
e-mail: dsimoes@elogica.com.br
<http://www.ufpe.br/sinaferm2005>

CONFERENCIA NACIONAL HISPÁNICA EN INGENIERÍA

**26 al 29 de octubre de 2004
San Juan – Puerto Rico**

Informaciones:

Maria T. Cardés
Universidad Politécnica de Puerto Rico
P.O. Box 192017
San Juan, PR 00919-2017
e-mail: conference@pupr.edu
<http://www.pupr.edu/henc04/>

8º CONGRESO NACIONAL DE INGENIERÍA ELECTROMECÁNICA DE SISTEMAS

**15 al 18 de noviembre de 2004
México, D.F.**

Informaciones:

Esc. Sup. de Ing. Mecánica y Eléctrica,
Sección de Estudios de
Postgrado e Investigación
Instituto Politécnico Nacional
Col. Lindavista. Del. Gustavo A. Madero
07738 México, D.F. - México
<http://www.cnies2004.esimez.ipn.mx/>

IV REUNIÓN NACIONAL DE CIENCIAS DE LA TIERRA

**31 oct. al 05 de nov. de 2004
Querétaro - México**

Informaciones:

Sociedad Geológica Mexicana, A.C.
Jaime Torres Bodet, 176
Del. Cuauhtémoc
06400 México, D.F. - México
e-mail: alaniz@servidor.unam.mx
<http://geminis.geociencias.unam.mx/IVRNCT.htm>

Metodología para la Evaluación del Rendimiento de la Cadena Logística

J. Campos¹, C. Taboada² y R. Chalmeta³

(1) Univ. Federal del Amazonas, Fac. de Estudios Sociales, Av. Gral. Rodrigo Otavio Jordao Ramos N°3000, Campus Universitario, 69077-000 Manaus, AM-Brasil (e-mail: jorgecam@pop.com.br)

(2) Univ. Federal de Santa Catarina, Dpto. de Ingeniería de Producción y Sistemas, Trindade, Casilla Postal 476, 88040-900 Florianópolis, SC-Brasil (e-mail: taboada@superig.com.br)

(3) Univ. Jaume I, Dpto. de Lenguajes y Sistemas Informáticos, Grupo IRIS, Campus de Riu Sec s/n, 12071 Castellón-España (e-mail: rchalmet@uji.es)

Resumen

Este artículo presenta una metodología, denominada *MESIADLog* que permite construir un sistema de evaluación del rendimiento de la cadena logística integral, considerando diferentes aspectos no resueltos completamente por las metodologías existentes. La metodología se ha aplicado a empresas españolas y brasileñas para validarla, constatando el potencial existente para el desarrollo de investigaciones en este campo y generar casos de uso que faciliten su difusión. Se muestran ejemplos prácticos de su aplicación en una empresa española del sector cerámico. Se concluye que la metodología propuesta permite a las empresas la elaboración de su propio sistema de evaluación de la cadena logística, desde un punto de vista integrado.

Methodology for Evaluation of Performance of the Logistics Chain

Abstract

This paper describes a methodology, called *MESIADLog*, which allows for the construction of an integrated system for the evaluation of supply chain performance that takes into account certain aspects that do not wholly fit into other existing methodologies. This methodology was applied to Spanish and Brazilian firms for its validation, determining the potential that exists for conducting research in this field and generating cases which can aid in its dissemination. In this paper practical examples of its application to a Spanish ceramics company are described. It is concluded that the proposed methodology permits companies to develop their own evaluation system for the logistic chain from an integrated perspective.

Keywords: *performance measurement systems, logistic chain, process improvement, MESIADLog*

INTRODUCCIÓN

El potencial de la logística para generar una ventaja competitiva en la empresa no ha sido debidamente aprovechado, sobre todo, en lo que se refiere a la medición y evaluación de la cadena logística y a la gestión integrada de la misma. Varios estudios realizados avalan esta tesis (Beamon, 1999; Chalmeta y Granel, 2003; Chalmeta y Granel 2005).

En este sentido es de destacar el trabajo realizado por Bevam y Thompson (Tsang, 1999) en el que después de analizar 12.800 empresas inglesas, concluyeron que menos del 20% tenían un sistema formal de evaluación del rendimiento y prácticamente ninguna consideraba una visión integrada de la cadena logística. Conclusiones similares se obtienen del estudio realizado en 1995 por la *American Productivity & Quality Center-APQC* en 200 empresas americanas, donde se resaltaba que las medidas del rendimiento se centraban en el corto plazo y con una visión puramente financiera, sin considerar otros aspectos como el grado de innovación tecnológico, los factores capaces de crear valor o la relación con clientes y proveedores (Tsang, 1999).

Por su parte, los resultados obtenidos por Rey (2000) en su análisis de múltiples empresas latinoamericanas demuestran "...que en empresa típica latinoamericana la cultura cuantitativa no está altamente desarrollada". Por último, un estudio más reciente realizado el 2002 por los autores de este artículo en empresas brasileñas y españolas (Campos, 2004) demuestra que el conocimiento de los aspectos históricos, técnicos y metodológicos de la logística, así como la práctica de la evaluación del rendimiento es muy escasa.

Diversos factores contribuyen a tal hecho. Por ejemplo, la cultura tradicional de medición en las empresas, que en muchos casos conduce a tomar medidas aisladas en puntos específicos de la cadena, y por lo tanto, lejos de un carácter sistémico. Esto es consecuencia de la influencia de los principios de división del trabajo y la departamentalización propuesta por Taylor y Fayol (Chiavenato, 1979). Como resultado, muchos gestores carecen de la visión general de los procesos ejecutados en la empresa y actúan (y como consecuencia miden y evalúan) solamente dentro de su propio sector o departamento (Lockamy III, 1998).

También destaca el uso de la medición como

elemento de punición y corrección y no de prevención y mejora continua (Kaplan y Norton, 1999). Esto está relacionado con la necesidad de que el sistema de evaluación del rendimiento esté alineado con los objetivos estratégicos de la empresa (Toni y Tonchia, 1999), que es algo que no suele ocurrir (Sink y Tuttle, 1993).

Además, los sistemas de evaluación del rendimiento logístico presentan, por lo menos, dos características que limitan su uso. Por una parte, los altos costes de adquisición por parte de las empresas y por otra la poca disponibilidad de metodologías completas que describan de un modo formal todas las fases de desarrollo de un sistema de medición del rendimiento de la cadena logística integral.

Estos factores han motivado el proyecto de investigación MESIADLog, que se ha realizado conjuntamente entre la Facultad de Estudios Sociales de la Universidad Federal del Amazonas, el Departamento de Ingeniería de Producción y Sistemas de la Universidad Federal de Santa Catarina (Brasil) y el grupo IRIS de la Universidad Jaume I, Castellón, España. Este proyecto tiene como objetivo el desarrollo de una Metodología para la Elaboración de un Sistema Integrado de Evaluación del Rendimiento de la Cadena Logística que resuelva los problemas planteados anteriormente.

METODOLOGÍA

La figura 1 presenta el planteamiento general que se ha seguido para la elaboración de la metodología MESIADLog. En él se identifican tres fases que son: Prospección, Elaboración y Aplicación, a fin de obtener información sobre la validez de la metodología y generar retroalimentación para su mejora y depuración.

La fase de Prospección tuvo como objetivo caracterizar el problema, que está relacionado con la medición y evaluación del rendimiento de la cadena logística, desde un planteamiento integral (equivalente a la cadena de valor de la empresa). Como resultado de esta fase y a partir del trabajo de campo realizado en empresas brasileñas y españolas mediante cuestionarios y entrevistas se obtuvo la constatación de la práctica débil de la medición y evaluación del rendimiento de la cadena logística.

En la fase de elaboración se desarrolló la me-

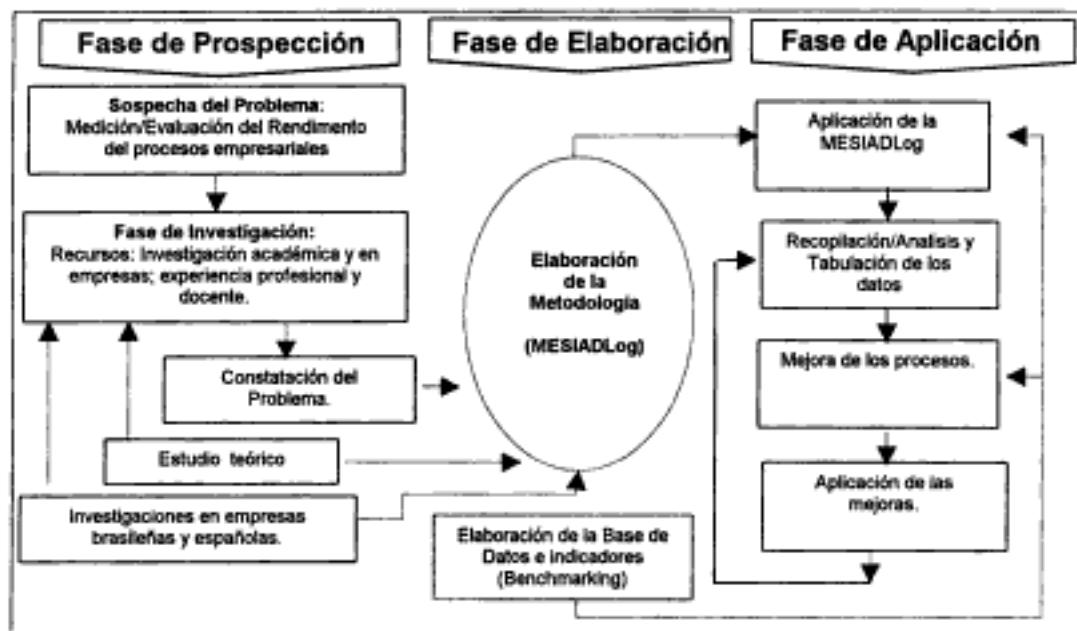


Fig. 1: Esquema de la Metodología utilizada en la Investigación

todología. Para ello se utilizaron los datos obtenidos en la fase de prospección, junto con el estudio teórico. Por último en la fase de aplicación, se aplicó la metodología a empresas brasileñas y españolas, con el objetivo de mejorar y validar la metodología y generar casos de uso y lecciones aprendidas.

RESULTADOS

El resultado del proyecto MESIADLog es la metodología del mismo nombre. Esta metodología permite que una empresa desarrolle un Sistema Integrado de Evaluación del Rendimiento de la Cadena Logística, denominado SIADLog.

La metodología se estructura en cuatro fases (figura 2). La fase 1 corresponde a la planificación del proyecto, en la que se establecen todas las acciones para la construcción del SIADLog. En la fase 2 se empieza la construcción efectiva del SIADLog con el diagnóstico estratégico y de los procesos. La fase 3 tiene como objetivo elaborar el SIADLog. Por último la fase 04 esta orientada a la implantación y control del SIADLog.

CASO DE ESTUDIO

Con el objetivo de facilitar la comprensión de la metodología, a continuación se describe en mayor detalle cada una de sus fases, con ejemplos de su aplicación a una empresa es-

pañola del sector de fabricación y reparación de moldes cerámicos.

La recopilación de información fue realizada a través de entrevistas con los directores, los gerentes y algunos técnicos de los departamentos comercial, financiero y fabricación. Esta tarea aportó valiosa información para la comprensión de los procesos, de la cultura organizacional y de las pretensiones actuales y futuras de la empresa. Además, la convivencia con los operarios a lo largo de la aplicación aportó informaciones esenciales para la elaboración del SIADLog.

Descripción de la empresa

Talleres Cortés fue fundada en 1950. Es una empresa de tamaño medio, que desde su inicio se dedicó a la fabricación y reparación de moldes cerámicos.

La empresa tiene la certificación de la Norma UNE-EN-ISO-9001:2000. Sus clientes, además de España se encuentran en Colombia, Perú, Ecuador, México, Bolivia, Francia, Marruecos, Argelia, Túnez, Egipto, Siria y Rusia. Entre sus procesos empresariales cabe destacar: Ventas y Gestión de Pedidos, Compras, Fabricación, Proceso Logístico y Gestión de Recursos Humanos. A continuación se muestran los resultados obtenidos al aplicar la metodología a esta empresa.

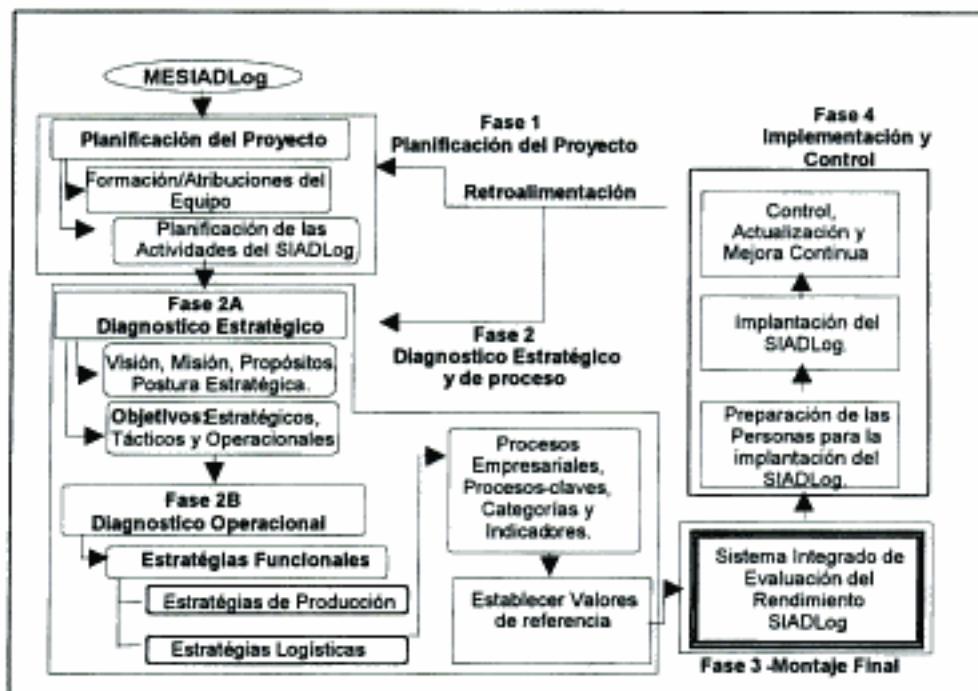


Fig. 2: Diagrama General para la Elaboración del SIADLog

Fase 1: Planificación del proyecto

El objetivo de esta fase fue montar el equipo del trabajo, definir sus atribuciones y hacer la planificación de actividades.

En lo referente a la Planificación de las actividades de elaboración del SIADLog, como orientación metodológica se utilizó el método del análisis y solución de problemas conocido por 5W2H (*What, Why, Where, When, Who, How, How Much*), según se muestra en la tabla 1.

Fase 2A: Diagnóstico Estratégico

En este apartado se presentan las informaciones estratégicas esenciales para la elaboración del SIADLog como la Visión, Misión y Estrategias Organizacionales.

A continuación se muestran algunas de las definidas en Talleres Cortes.

Misión: "Ser una empresa líder en su sector de actuación, a través del potencial técnico e intelectual de los empleados y de la utilización de modernas tecnologías de producción, de procesos y de gestión con el objetivo de superar a las expectativas de los clientes y generar bienestar a la sociedad".

Estrategias organizacionales: Desarrollos de nuevos mercados y asociaciones estratégicas con otras empresas; Uso intensivo de tecnologías de la información; Capacitación del personal; Lograr mejor imagen de la empresa; Mantener los costes bajo control.

Fase 2B: Diagnóstico de Procesos

En este apartado se definen los siguientes aspectos:

- **Estrategias para la Función Logística.** En el caso de los Talleres Cortés no se ha identificado esta información.

- **Registro de los Procesos Empresariales,** departamentos involucrados, fase de la cadena logística relacionada (suministro, interna o distribución) y nivel en que son ejecutados (estratégico, táctico, operacional).

- **Procesos críticos, categorías e indicadores del Sistema Logístico,** con su grado de prioridad en la implantación. En el caso del Talleres Cortés, los procesos críticos seleccionados fueron: ventas y gestión de pedidos, fabricación y diseño. Para tales procesos se definieron las siguientes categorías: financiero, calidad, tiempo, satisfacción del cliente y personal.

Tabla 1: Método del análisis y solución de problemas conocido por 5W2H

Cuestiones	Respuesta
1-¿Qué hacer?	-Aplicar la metodología MESIADLog para la Elaboración de un Sistema Integrado de Medición y Evaluación del Rendimiento de la Cadena Logística (SIADLog).
2-¿Dónde aplicar la Metodología?	-En la Empresa Talleres Cortés (Spain)
3-¿Quién hará la aplicación?	-El equipo creado para elaborar el SIADLog.
4-¿Cuándo aplicar la Metodología?	-28 de Mayo de 2003 (fecha en que comenzó la aplicación de la metodología en Trans-Logistic).
5-¿Cuáles son los costes?	-Por una cuestión de prioridades, no fueron hechos los cálculos efectivos de los costes.
6-¿Cómo hacer?	Ver Figura 3.

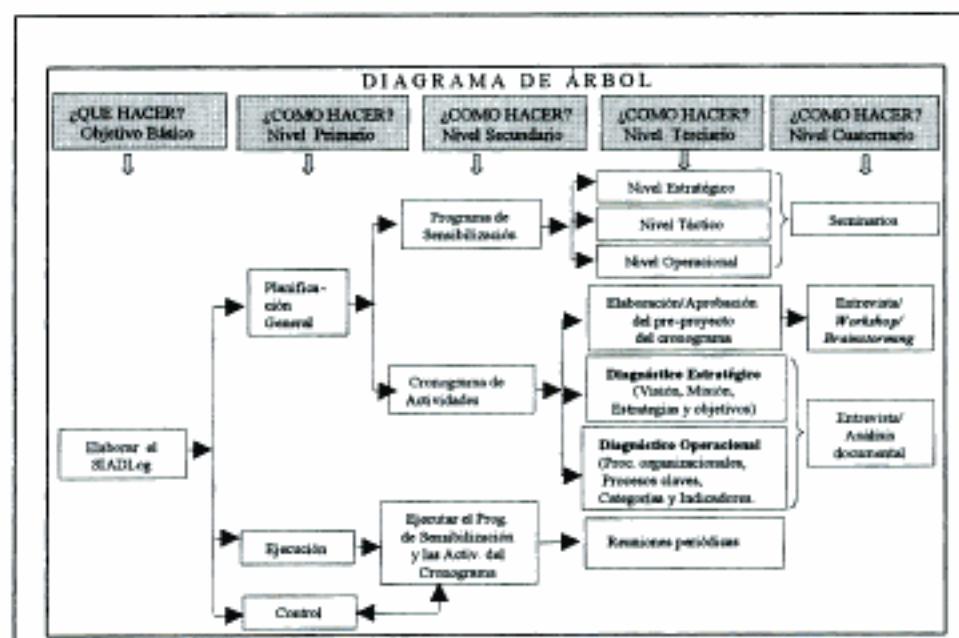


Fig. 3: Flujo de actividades de elaboración del SIADLog

El total de indicadores definidos para los respectivos procesos y categorías fueron 50, distribuidos según se muestra en la tabla 5. La justificación para su elección se basó en el análisis de la misión y visión de la empresa, de las estrategias organizacionales y de los diferentes objetivos estratégicos, tácticos y operacionales.

El análisis se dirigió a contestar a la pregunta: ¿qué debe ser medido y evaluado para la obtención de los objetivos estratégicos?. Así, las categorías e indicadores contribuyen a la explotación de nuevos mercados, a la integración interna y externa de la empresa, al mantenimiento de las condiciones del trabajo, a la formación de los empleados, a la utilización de tecnologías adecuadas y a la satisfacción de los clientes.

- Indicadores de Interface entre Talleres Cor-

tés y sus proveedores y clientes (ver tabla 2).

- Análisis de los resultados obtenidos con las medidas de los indicadores (ver tabla 3).

- Sistema de medición de los indicadores elegidos (ver tabla 4).

- La tabla 5 presenta un resumen general, que incluye algunos de los objetivos, procesos claves, categorías e indicadores del rendimiento. De este modo se puede realizar un análisis de la integración entre los diferentes aspectos empresariales.

DISCUSIÓN

La aplicación de la metodología MESIADLog en Talleres Cortés ha permitido la elaboración de un Sistema Integrado de Evaluación del Rendimiento de la Cadena Logística. Este sis-

Tabla 2: Registro de los Indicadores de Interface

REGISTRO DE LOS INDICADORES DE INTERFACE		Diagnóstico de Procesos	
		Hoja: / /	Versión: / /
Cate- gorias	Indicadores del Rendimiento	Indicador de Interface con:	
		Proveedores	Interno
		Cliente	
		-Coste medio de mantenimiento de cliente.	x
		-Coste de Procesamiento de Pedido Nacional y Exportación.	x
		-Costes de Ventas Nacional.	x
		-Costes de Exportación.	x

Tabla 3: Tabulación y Análisis de los Datos recopilados

TABULACIÓN Y ANÁLISIS DE LOS DATOS RECOLPILADOS		Diagnóstico de Procesos			
		Hoja: / /	Versión: / /		
Empresa: Talleres Cortés	Unidad: Planta de Alcora-Castellón.				
Área: Diversas	Técnico: Director de Calidad				Fecha: 27/10/2003.
S e q	Categorías	Indicadores	Procesos- clave	Referen- cias	Resultado de la medi- ción
			1	2	3
01	Financiero	-Coste medio de mantenimiento de cliente.	x		
02	Satisfacción del Cliente	-% Pedidos entregados fuera del plazo. -% de errores en la entrega (documentos y clientes).	x		
03	Capacidad de Innovación	-Grado de actualización de la tecnología de información. -Frecuencia de lanzamiento de nuevos productos.	x	x	

Tabla 4: Formulario para el Sistema de Medición del Indicadores

SISTEMA DE MEDICIÓN DE LOS INDICADORES ELECTROS			Diagnóstico de Procesos		
			Hoja: / /	Versión: / /	
Empresa: Talleres Cortés	Unidad: Planta de Alcora-Castellón.				
Área: Diversas	Técnico: Director de Calidad				Fecha: 15/11/2003.
Seq	Indicadores	Forma de Cálculo	Unidad	Frecuencia	Observaciones
01	Financiero				
	Coste de reprocesso.	Coste total con reprocesso Coste tot. de fabricación	%	Mensual	El coste total con reprocesso incluye: personal, material, equipamientos, energía, etc.
02	Coste de Procesamiento de Pedido Nacional y Exportación.	Coste tot. con procesam. del _____ pedidos Tot. de ped. procesados	€/pedido	Anual	

tema de medición es una herramienta al servicio de la dirección de la empresa para la generación de ventaja competitiva.

Así mismo, el desarrollo del proyecto ha permitido constatar el potencial existente para el desarrollo de investigaciones en este campo. En concreto se ha verificado lo siguiente:

- Débil práctica de la evaluación del rendimiento. Se percibió que hay un limitado conocimiento de la evaluación de rendimiento de la cadena logística desde una perspectiva integral, tanto a nivel operativo como directivo.
- Dificultad para la cooperación interempresarial. Las empresas no están preparadas para actuar de forma coordinada y participativa a lo

largo de la cadena. Las empresas se sienten más seguras actuando con base a sus propios objetivos.

- Limitaciones en cuanto a la visión sistémica. Este comportamiento es resultado de factores históricos que condicionaron a personas y empresas a centrarse en sus propios objetivos. Consecuentemente, las iniciativas orientadas a la gestión de la cadena logística, de forma integrada, se queda lejos de la realidad empresarial.

- Dificultades en la recogida y análisis de la información y en la toma de decisiones basadas en los resultados.

- Necesidad de más producción científica. Es-

Tabla 5: Resumen general de los objetivos, procesos, categorías e indicadores.

CORRESPONDENCIA ENTRE OBJETIVOS, PROCESOS, CATEGORIAS E INDICADORES		
ESTRÁTÉGICOS	TÁCTICOS	OPERACIONALES
1-Explorar nuevos mercados.	1-Nuevos mercados: a)Hacer estudios de marketing para desarrollo de nuevos mercados.	1-a1)Contratar empresa para desarrollar estudios de marketing para prospección de nuevos mercados y presentar resultados al cuadro de mando.
2-Promover la integración interna y externa.	2-Integración interna y externa (proveedores/distribuidores): a)Desarrollar programa de asociaciones con empresas estratégicas a lo largo de la cadena logística. b)Elaborar programa para el aprovisionamiento de materias-primas conforme a las necesidades de la producción.	2-a1)Ejecutar programa de asociaciones estratégicas con empresas claves de la cadena logística. b1)Implementar programa de aprovisionamiento de materiales conforme a las necesidades de la empresa. c1)Identificar y cuantificar los problemas en busca de productos. d1)Ejecutar programa de desarrollo de la habilidad del trabajo en grupo.
3-Mantener las instalaciones, máquinas y equipamientos en perfectas condiciones del uso.	3-Mantenimiento de las instalaciones, maquinaria y equipos: a)Elaborar cronograma para mantenimiento de maquinaria y equipamientos. b)Fomentar el orden y la limpieza de las instalaciones en general y de cada puesto de trabajo	3-a1)Implementar el cronograma de mantenimiento de maquinaria y equipamientos. b1)Implementar clases de 5S.
4-Crear los medios necesarios para la capacitación del personal.	4-Capacitación del personal: a)Elaborar programa anual de capacitación del personal. b)Elaborar política para adquisición y baja del personal.	4-a1)Hacer un estudio interno para identificar las necesidades de formación. b1)Elaborar e implementar el programa de entrenamiento. b2)Implementar una política para adquisición y baja del personal.
5-Utilizar tecnologías adecuadas para la ejecución de los procesos.	6-Control de los costes: a)Revisar periódicamente los costes y precios del productos y servicios.	6-a1)Ejecutar los planes para control de los costes del productos y servicios.
6-Identificar y superar las expectativas de los clientes.	7-Superar las expectativas de los clientes: a)Elaborar un programa de investigación de la satisfacción del cliente. b)Establecer rutina de verificación de la calidad en toda la cadena logística.	7-a1)Ejecutar programa de satisfacción del cliente. b1)Medir la calidad en relación a los proveedores y distribuidores.

MACROPROCESOS CLAVES

Ventas y Gestión de Pedidos	Proceso de Fabricación	Diseño			
CATEGORIAS					
Financiero	Calidad	Tiempo	Satisfacción del Cliente	Capacidad de Innovación	Personal
-Coste medio de mantenimiento de cliente.	-% de pedidos perfectos.	-Ciclo del Pedido.	-% Pedidos entregados fuera del plazo.	-Grado de actualización de la tecnología de información.	-Productividad.
-Coste de Procesamiento de Pedido Nacional y Exportación.	-% de Pedido con defecto grave.	-Tiempo de emisión de Oferta al cliente.	-Total de reclamación de cliente.	-Frecuencia de lanzamiento de nuevos productos.	-Inversión en formación.
-Costes de Ventas Nacional.	-% de defecto de materiales recibidos.	-Tiempo total de fabricación de cada producto.	-% de errores en la entrega (documento y cliente).	-Grado de actualización de la tecnología de proceso.	-Valores vigentes.
-Costes de Exportación.	-% de reprobos.	-Tiempo material de proceso.	-Grado de retención del cliente.	-Grado de actualización de la tecnología de información.	-Nivel de formación.
-Facturación (mensual)	-% de defecto del producto final.	-Tiempo medio mensual de retraso por falta de información.	-Nivel de satisfacción.		-Grado de satisfacción.
-% de Ofertas convertidas en Pedido.	-% de defectos por producto		-Imagen de la empresa en el mercado.		-Facturación por empleado.

Total de Indicadores =50

ta necesidad se concentra sobre todo en experiencias empresariales de medición y evaluación de la cadena logística integral.

- Incapacidad para establecer un nuevo orden en las relaciones externas (empresa-proveedor-cliente).

- Escasa implantación de nuevas técnicas de gestión como la medición de procesos críticos a lo largo de la cadena logística.

- Necesidad de fomento de formación del personal en logística y evaluación del rendimiento. Se constató que el programa de formación de personal no contempla la participación de los empleados en cursos u otro tipo de eventos relacionados con la logística y la evaluación de rendimiento.

Todas estas dificultades están relacionadas con el poco conocimiento que se tiene de la importancia de la logística integrada y por tanto de los beneficios que una apropiada gestión de la cadena logística puede generar.

CONCLUSIONES

Como resultado del trabajo desarrollado se pueden obtener las siguientes conclusiones:

1. La evaluación del rendimiento de la cadena logística integral presenta un gran potencial para la realización y aplicación de investigaciones teóricas y prácticas.

2. La metodología propuesta permite a las empresas la elaboración de su propio Sistema Integrado de Evaluación del Rendimiento de la Cadena Logística, desde una perspectiva integrada, resolviendo aspectos que otras metodologías no consideraban como la integración entre los objetivos estratégicos, tácticos y operacionales o el tratamiento y flujo correcto de las informaciones en los niveles vertical y horizontal entre todos los actores de la cadena logística o la integración de los clientes y proveedores.

3. Las empresas a las que se les ha aplicado la metodología obtuvieron una análisis que involucraba desde los aspectos estratégicos hasta las mediciones propiamente dichas, integrando la misión, los objetivos estratégicos y el conjunto de categorías con sus respectivos indicadores del rendimiento. Eso es importante, pues comprende la práctica de la medición de forma correcta.

AGRADECIMIENTOS

Este proyecto ha sido financiado por CAPES (Brasil), CICYT DPI2003-02515 (España) y diferentes empresas españolas y brasileñas, especialmente Talleres Cortes.

REFERENCIAS

Beamon, B. M., Measurement supply chain performance, *International Journal of Operations & Production Management*, 9(3), (1999).

Chalmeta, R., y R. Grangel, ARDIN Extension for Virtual Enterprise Integration, *Journal of Systems and Software*, 67, 141-152 (2003).

Chalmeta, R. y R. Grangel, Performance Measurement Systems for Virtual Enterprise Integration. *Journal of Computer Integrated Manufacturing*. Aceptada para su publicación (2005).

Chiavenato, I. *Teoria Geral da Administração*. Ed. McGraw-Hill do Brasil (1979).

Campos, J. *Metodologia para elaboração de sistema integrado de avaliação de desempenho logístico*. Tesis Doctoral leída en la Universidad Federal de Santa Catarina. Florianópolis, Brasil (2004).

Lockamy III, A., Quality-focused performance measurement systems: a normative model, *International Journal of Operations & Production Management*, 18 (8), 740-766 (1998).

Kaplan, R.S., y D.P. Norton, *The Balanced Scorecard: Translating strategy into action*. Ed. Harvard Business School Press (1999).

Rey, M., *Medición de desempeño en logística y operaciones*. Ed. Enfases Logística, Brasil (2000).

Sink, D.S., T.C. Tuttle, *Planejamento e medição para a performance*. Ed. Qualitymark, Brasil (1993).

Toni, A., S. Tonchia, *Performance measurement systems: models, characteristics and measures*. *International Journal of Operations & Production Management*, 21, 46-70 (2001).

Tsang, H.C., *Measurement maintenance performance: a holistic approach*, *International Journal of Operations & Production Management*, 19(7), (1999).

La Deposición a Subpotencial de Hidrógeno sobre Oro Policristalino

G.M. Sustersic, D. Moreno y A.E. Von Mengershausen

Univ. Nacional de San Luis, Fac. de Ingeniería y Ciencias Económico-Sociales, 25 Mayo N° 384, (5730) Villa Mercedes, San Luis-Argentina (e-mail: masus@fices.unsl.edu.ar)

Resumen

El objetivo de este trabajo es demostrar la presencia de hidrógeno adsorbido a subpotencial (H UPD) sobre oro. La aplicación de una perturbación de potencial triangular, conduce a la aparición de máximos de corriente catódica/anódica que corresponden a la adsorción/desorción de hidrógeno a potenciales menos negativos que los de la reacción de evolución de hidrógeno. Los distintos máximos de corriente corresponden a la adsorción de hidrógeno sobre planos cristalinos diferentes. La presencia de hidrógeno atómico se demostró químicamente por reducción del ión plata. El resultado sugiere que el hidrógeno difunde dentro del metal y se adsorbe cuando las velocidades de difusión hacia adentro y hacia fuera se igualan. Las imperfecciones cristalinas superficiales, consecuencia de las deformaciones producidas por el trabajo en frío no eliminadas completamente por el tratamiento térmico, favorecen la difusión en ambas direcciones. Se propone el papel de H UPD como mediador en reacciones de reducción orgánicas.

Underpotential Deposition of Hydrogen on Polycrystalline Gold

Abstract

The purpose of this work is to demonstrate the presence of underpotential hydrogen adsorbed (H UPD) on gold. The application of a triangular potential disturbance leads to the appearance of cathodic/anodic current peaks that represent electrochemical hydrogen adsorption/desorption at less negative potentials than those producing the hydrogen evolution reaction. The different current peaks correspond to the adsorption of hydrogen on different crystalline planes. The presence of adsorbed atomic hydrogen is chemically demonstrated by reduction of silver ion. The results suggest that the hydrogen diffuses inside the metal and adsorbs when the inward and outward diffusion velocities become equivalent. The surface crystalline imperfections, which are consequence of the cold working deformations not totally eliminated by the thermal treatment, favor diffusion in both directions. A role for the H UPD as mediator in organic reduction reactions is proposed.

Keywords: *underpotential deposition, hydrogen adsorption, polycrystalline gold, adsorption*

INTRODUCCIÓN

Se ha estudiado la adsorción de hidrógeno a sobrepotencial sobre oro policristalino. En dichos trabajos se activaba la superficie del oro con un tratamiento de onda de potencial mediante voltametría cíclica lineal entre 1.16 y 1.75 V. Este tratamiento confiere a la superficie actividad catalítica para la reacción de evolución de hidrógeno. El hidrógeno producido se electrooxida dando una corriente anódica entre 0.02V y 0.68 V. La presencia de los átomos de hidrógeno se ha demostrado químicamente por su capacidad de reducir al ion plata (Córdova et al., 1979; Martins et al., 1987).

Al parecer, la respuesta corriente/potencial del oro a una perturbación de potencial triangular en el electrolito ácido, no tiene ninguna contribución que pueda atribuirse a la H UPD. Hay una región amplia de potencial (la de la estabilidad termodinámica del agua) en que se observan sólo "corrientes capacitivas." Sin embargo, Rand y Woods (1972) mencionaron la presencia de hidrógeno adsorbido sobre oro por encima de los potenciales donde se desprende el hidrógeno gaseoso y, en muy pequeña cantidad. Por este motivo, son necesarias escalas muy expandidas para observar las contribuciones de adsorción y desorción de hidrógeno superpuestas a la corriente de carga de doble capa (von Mengershausen et al., 1999).

Si la capacidad de la doble capa eléctrica fuese constante, el voltamperograma resultante de la aplicación de una onda de potencial triangular debería ser un rectángulo. En la práctica, este rectángulo no se observa. Las desviaciones del voltamperograma rectangular se deben a cambios en la capacidad de la doble capa por causa de la adsorción de aniones y de la reconstrucción superficial que suele acompañar a la adsorción. Las desviaciones también pueden ser originadas por la superposición de corrientes radicales pseudocapacitivas originadas por la adsorción de sustancias provenientes del medio electrolítico.

El objetivo del presente trabajo es mostrar resultados experimentales que demuestran la existencia de H UPD sobre oro, establecer las condiciones en las cuales la H UPD sobre oro no es despreciable y proponer su papel como mediador en reacciones orgánicas de reducción (Mallea et al., 1994).

EXPERIMENTAL

El dispositivo experimental consistió en tres celdas: la electroquímica la química y la de enjuague.

La celda electroquímica era un vaso de vidrio pyrex con dos compartimentos. Como electrodo de referencia se utilizó el electrodo reversible de hidrógeno en un compartimento separado del principal. Una chapa de oro (de 1mm de espesor y de aproximadamente 9 cm² de área aparente, Good Fellow 99,99%) se usó como electrodo auxiliar. Un alambre de oro (de 3 cm de longitud y 1mm de espesor) se utilizó como electrodo de trabajo. La pureza del oro era de 99.99%. El área real del electrodo se determinaba por el método de Michri et al. (1972). La celda electroquímica y la celda de enjuague contenían solución de ácido sulfúrico que se desgasificaba con nitrógeno cuatro bandas. La celda química contenía AgSO₄ 10⁻³ M disuelta en ácido sulfúrico 0.5M y también se desgasificaba con nitrógeno de la misma calidad. Se utilizó para la reacción entre el H UPD y el ión Ag⁺. La experiencia de disolución electroquímica (striping) demostró la presencia de plata metálica sobre la superficie.

Las experiencias se realizaron en condiciones en las cuales los resultados eran independientes del tiempo de exposición a la atmósfera. El tiempo de exposición no pasaba de 15 segundos, mientras que los cambios en los resultados aparecían para tiempos mayores de cinco minutos. Las drogas utilizadas eran marca Merck y las soluciones se prepararon con agua tri-des-tilada.

El dispositivo electrónico consistió en un generador de función rampa marca LYP conectado con un potenciómetro de la misma fábrica. La respuesta corriente/potencial se registró con un registrador Allen. Los experimentos se realizaron a temperatura ambiente.

El electrodo de trabajo se pulía cuidadosamente, se lo enjuagaba con mezcla sulfonitrica y agua tri-destilada. Luego, se lo trataba a la llama. Una vez frío se lo enjuagaba de nuevo como antes y se lo introducía en la celda electroquímica la cual se sometía a una onda triangular repetitiva entre 0,1 y 1,7 V a 0,2 V/seg hasta obtenerse un registro reproducible (Sustersic et al., 2002) Este tratamiento es necesario para los electrodos trabajados en frío (treñado, laminado y pulido) ya que el flameado sólo no es suficiente para eliminar la deformación de los cristales en la superficie.

RESULTADOS Y DISCUSIÓN

En la fig.1 se observan voltamperogramas de barridos cíclicos de potencial en dirección catódica entre un potencial fijo E_i = 1.3 V y un potencial E_c que disminuye gradualmente. En el

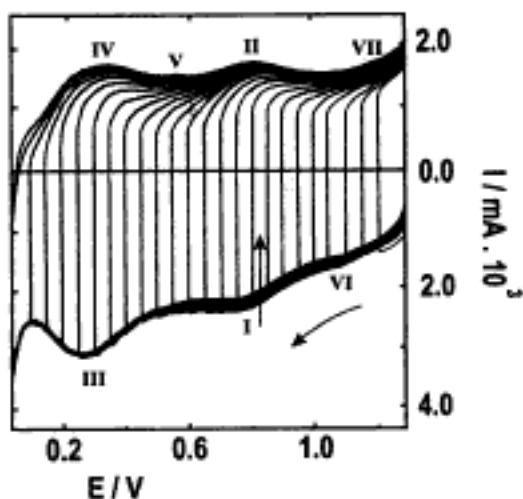


Fig. 1: Relaciones E/I obtenidos con el electrodo de oro barriendo entre 1.3V y Ec que disminuye gradualmente 40 mV/sec. 25°C.

voltamperograma resultante, aparecen dos ondas de corriente catódica (I y III, a 0.8 y 0.32 mV respectivamente) y dos ondas de corriente anódica (II y IV a 0.4 y 0.88 V respectivamente). La figura 1 muestra cómo, cuando la amplitud del barrido aumenta en el sentido negativo, definiéndose la onda I, se insinúa una onda de corriente anódica, II, complementaria con la I. El mismo comportamiento se observa con la cupla de picos III/IV. Además, una pequeña contribución de corriente anódica, que se denomina V, se insinúa en los últimos ciclos del voltamperograma. Otra pequeña onda de corriente catódica se observa a 1.08 V (se indica con VI). La corriente anódica, aparentemente complementaria se señaló con VII. (En la figura 2 la corriente en la región de potencial VII se define claramente como un pico de corriente anódica). Para confirmar que las ondas I y II son una cupla, debe demostrarse que el producto de la reducción en I se oxida en II. Para confirmar que las ondas III y IV son complementarias, debe demostrarse que el producto de reducción en III se oxida en IV y así sucesivamente. Los resultados de estas experiencias se muestran en las figuras 2 y 3. En la figura 2 puede observarse el efecto del tiempo de electrólisis a 0.1 V. Más larga la electrólisis, mayor es la corriente de los picos IV, V, II y VII.

La contribución más alta es la del pico V. Para las electrólisis más largas, aparece un hombro en la onda de corriente catódica, a 0.45 V (Fig. 2). En la figura 3 se muestran los resultados de las electrólisis de 20 minutos a 0.55 V y a 0.9 V. En ambos casos la capacidad de la doble capa es menor en el caso de la superficie con hidrógeno adsorbido que en el caso de la superficie

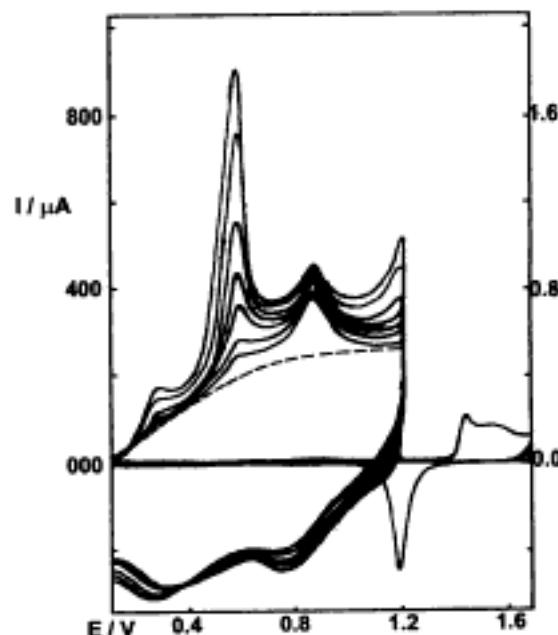


Fig. 2: Voltamperogramas obtenidos con el electrodo de oro policristalino con diferentes tiempos de electrólisis a 0.1 V. De abajo hacia arriba el tiempo es: 0.5; 1; 5; 10; 20; 40 y 60 min. 40 mV/sec. 25°C. La línea punteada es la línea base supuesta en ausencia de contribuciones faradias.

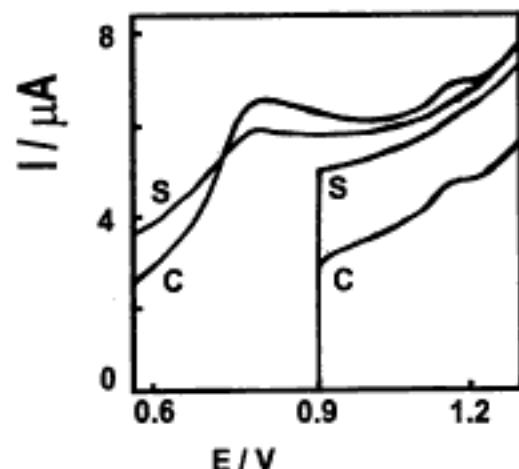


Fig. 3: Voltamperogramas con electrólisis previa (C) a 0.55 V (izquierdo) y 0.9 V (derecho) y sin electrólisis (S) 40 mV/sec. 25°C.

descubierta. Con la electrólisis a 0.55 V crece la altura del pico II y aparece la onda VII. Con la electrólisis a 0.9 V aparece la onda VII. En la figura 4 se muestra la gráfica de la carga de oxidación total en función del tiempo de electrólisis a 0.1 V. La carga tiende a un valor límite de 0.2 mC.cm^{-2} . Este valor es la mitad de la carga

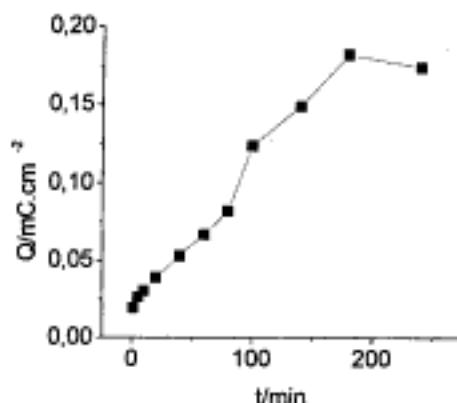


Fig. 4: La carga de oxidación del hidrógeno adsorbido vs. el tiempo de electrólisis a 0,1 V.

necesaria para recubrir la superficie con una monolípida de oxígeno (Michri et al., 1972). Las corrientes máximas de los picos de corriente IV, V, II y VII (obtenidas mediante deconvolución) dependen linealmente de la velocidad de barrido, v , (fig. 5). Además, las densidades de carga de los picos IV, V, II y VII son casi independientes de v . Los potenciales de los máximos no cambian con v .

Estas son características de una reacción de adsorción-desorción reversible (Srinivasan y Gileadi, 1966). La agitación de la solución no influye sobre la altura y la forma de los picos. Ésta es otra evidencia de su naturaleza pseudocapacitiva. También es una evidencia de la naturaleza fuerte de la ligadura hidrógeno-metal.

La existencia de varios picos indica la adsorción de hidrógeno sobre sitios con diferente energía de adsorción. Se repitió este estudio con superficies orientadas preferentemente (Perdriel et al., 1986). El plano (100) es aquél cuya densidad atómica es la más alta. Luego, la energía de adsorción debe ser la mayor y el potencial al cual el hidrógeno adsorbido se oxida, el más alto. En la práctica es lo que ocurre: sobre la superficie orientada preferentemente según el plano 100, el pico más alto es el VII. El pico II predomina sobre la superficie con orientación preferida (111). El máximo V es el más alto cuando la orientación preferida es la (110). Este es el plano cuya densidad atómica es la más baja de los tres hasta aquí mencionados. Se supone que la onda IV corresponde a la adsorción sobre el plano (210) que tiene una densidad atómica aún menor que el (110).

Por encima de 0,9 V se empieza a formar el óxido incipiente hidratado (IHO) (Burke, 1994; Burke y O'Leary 1989; Burke et al., 1989). Si se

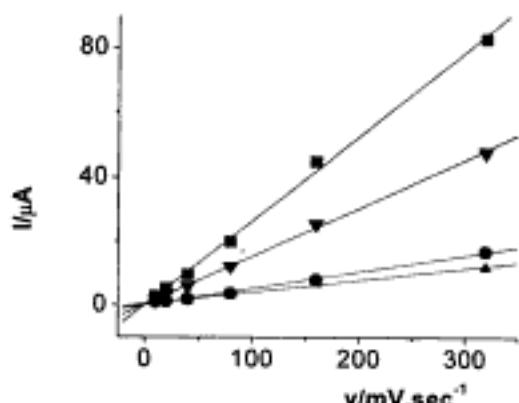


Fig. 5: Gráfica de la corriente de pico vs. v . Triángulos hacia arriba: pico IV. Cuadrados: Pico V. Triángulos hacia abajo: pico II; Círculos: Pico VII.

aplica un potencial constante de 0,9 V y se registra el correspondiente cronoamperograma (Moreno et al., 2003) la corriente inicial es anódica. Sin embargo, en pocos segundos cae a cero y se vuelve catódica. Este comportamiento se debe a que ocurren dos reacciones complementarias como en una corrosión metálica. La reacción anódica puede ser la formación de IHO mientras la catódica la adsorción de hidrógeno. Según Burke (1994), el IHO se forma en los sitios de coordinación baja.

El electrodo con el hidrógeno atómico adsorbido a diferentes potenciales se ha sumergido en una solución de sulfato de plata para permitir la reacción con el ion Ag^+ .

El resultado de la experiencia de disolución electroquímica de la plata depositada puede verse en la fig. 6. Las curvas 1 y 4 indican que sobre la superficie del electrodo existen la plata cristalina (3D) y la Ag UPD. Los picos a 1,18 y a 0,69 V corresponden a ambos tipos de deposición respectivamente (Subramanian, 1981; Schober y Diecker, 1983). El pico a 0,69 V presenta un hombro lateral en ca. 0,77 V. La carga anódica completa (tabla 1) no excede la correspondiente a la monolípida. La plata cristalina se encontró en los casos en que el potencial al cual se deposita el hidrógeno alcanza un valor tan bajo como 0,1 V a pesar de que la carga total es menor que la correspondiente a una monolípida. Entonces, es probable que la difusión superficial de los átomos de plata sea el paso determinante de la cristalización de la plata. Para que esto ocurra no es necesario que la superficie esté recubierta por una capa completa de átomos de plata. Como el potencial de disolución es una medida de la energía de adsorción

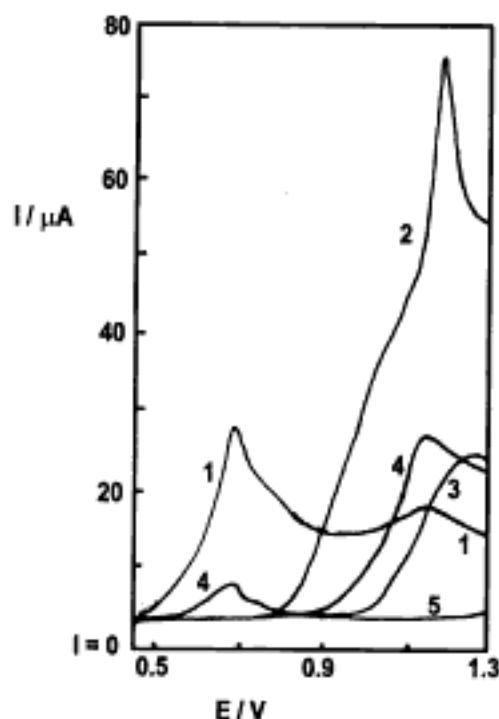


Fig. 6: Registros de electrooxidación de la plata depositada por reacción con el hidrógeno atómico adsorbido y el ion Ag^+ (tabla 1).

del átomo de plata, es la plata depositada a subpotencial la que debe disolverse al potencial más alto. En la curva 2, el agudo pico a 1.18 V tiene el potencial más alto. Sin embargo, tiene superpuesta una contribución cuyo potencial es más bajo. Mediante una deconvolución, se puede obtener la carga del pico principal. Esta corresponde a una monocapa de átomos de plata (0.2 mC/cm^2). Entonces, la corriente superpuesta es debida a un depósito cristalino envejecido.

En la representación gráfica de la carga de oxidación de hidrógeno (fig. 4) se logra una meseta con un valor que corresponde casi a una monocapa para tres horas de electrólisis. Para tiempos mayores se encuentran cargas que superan la monocapa (tabla 1, filas 2 y 3). La reacción de reducción del ion Ag^+ ocurre con la relación 1:1, y por lo tanto la carga de la plata disuelta corresponde a la cantidad de átomos de hidrógeno depositados. En la tabla 1 se ve que, para tiempos largos, la carga de plata disuelta supera la de una monocapa. Entonces, hay que admitir que el hidrógeno se acomoda en algún otro lugar que no sea la superficie. Es bien conocido que el hidrógeno atómico se encuentra fuertemente adsorbido sobre metales nobles y que no forma multicapas. Entonces, no cabe otra posibilidad que la difusión del hidrógeno ató-

Tabla 1: Cargas de disolución de la plata (mC/cm^2) depositada

Curva	E/V	Horas	Total	UPD	3D
1	0.10	4	0.18	0.10	0.8
2	0.55	12	0.28	0.20	0.80
3	0.9	15	0.05	0.05	0.00
4	0.1-1.3*	3*	0.09	0.08	0.01
5	-	-	-	-	-

mico hacia el interior del metal. Este hecho ha sido mostrado previamente (Córdova et al., 1979; Martins et al., 1987).

El tiempo que tarda en formarse una capa completa o parcial sobre la superficie, es el tiempo que se necesita para alcanzar el equilibrio entre el hidrógeno adsorbido y el absorbido. Cabe aquí comparar este comportamiento con el del hidrógeno adsorbido sobre platino. Sobre este metal, la difusión del hidrógeno atómico hacia el interior del metal no está favorecida ya que basta un barrido de potencial para formar una monocapa de hidrógeno adsorbido y otro en dirección inversa para oxidar dicha capa. Sobre oro, en cambio, el hidrógeno atómico difunde hacia el interior del metal y se necesita un tiempo para alcanzar el equilibrio entre el hidrógeno en el interior y el hidrógeno adsorbido. Por este motivo, para cubrir la superficie con una monocapa, no basta un barrido de potencial, sino al menos tres horas de electrólisis.

Debe aclararse que el registro 5 de la figura 6 corresponde al blanco: ha sido obtenido con inmersión previa del electrodo en la sal de plata, pero sin cargar al electrodo con hidrógeno mediante una electrólisis como en las otras experiencias cuyos datos figuran en la tabla. El átomo de hidrógeno adsorbido podría tener un papel de mediador en reacciones de reducción orgánica. Por ejemplo, el ácido cloranílico (Malléa et al., 1994) se reduciría mediante las etapas:



Donde el $\text{Au}(\text{H})$ es el átomo de hidrógeno adsorbido sobre oro. Otros compuestos que tienen un anillo orto o para quinónico (Sustersic et al., 1996) podrían reducirse de una manera similar.

CONCLUSIONES

La estructura fina del voltamperograma del oro en medio ácido se debe a la adsorción y a la desorción de hidrógeno sobre los distintos planos cristalinos. Las corrientes de adsorción y desorción de hidrógeno atómico son muy bajas, pues los átomos de hidrógeno difunden dentro del metal. Para encontrar una cantidad apreciable de hidrógeno adsorbido cuando se produce hidrógeno por electrólisis a subpotencial, es necesario esperar que se alcance el equilibrio entre el hidrógeno adsorbido y el absorbido. La presencia del hidrógeno se puede probar químicamente por reducción del ion Ag^+ .

Este estudio químico muestra que la cantidad de plata depositada ha reaccionado con un número de átomos de hidrógeno superior al de una sola capa. Esto es una evidencia de que el hidrógeno atómico difunde al interior del metal. El hidrógeno atómico depositado sobre el electrodo puede ser utilizado para interpretar el mecanismo de reacciones de reducción orgánicas de compuestos con anillos orto o para-quinónicos.

AGRADECIMIENTOS

A la Universidad Nacional de San Luis por el apoyo de esta investigación. M.G. Sustersic es miembro del Consejo Nacional de Investigaciones Científicas y Técnicas.

REFERENCIAS

Burke, L.D. *Electrochim. Acta*, 39, 1841-1848. (1994).

Burke, L.D. y W.A. O'Leary.; *J. of Electroquímica Aplicada*, 19, 758-767 (1989).

Burke L.D, J.F. Healy, O'Dwyer y W.A. O'Leary; *J.Electrochem.Soc.*, 136, 1015-1021 (1989).

Córdova, R.C. M.E. Martins y A.J. Arvia.; *Electrochimica Acta*, 24, 469-471 (1979).

Mallea M.A., V.A. Cortinez, y M.G. Sustersic, *An. Asoc. Quim. Argent.*, 82, 265-278 (1994).

Martins, M.E., J.J. Podestá, y A.J. Arvia *Electrochimica Acta*, 32, 1013-1017 (1987).

Michri, A.A., A.G. Pshchenichnikov y R.Kh. Burshtein, *Elektrokhimiya*, 8, 364-366 (1972).

Moreno, D.E., A.E. von Mengershausen y M.G. Sustersic, *Lab. de materiales: Comisión Nacional de Energía Atómica* (2003).

Perdriel, C.L., A.J. Arvia, y M.J. Ipohorski. *Electroanal.*, 215, 317-329 (1986).

Rand D.A.J. y R. Wood.; *J. Electroanalytical Chem.*, 35, 209-218 (1972).

Schober T. y C. Diecker. *Metal I. Trans.* 14*, 2440 (1983).

Srinivasan, S. y E. Gileadi, *Electrochim. Acta* 11, 321-331 (1966).

Subramanian, P.L. *Tratado Comprensivo de Electroquímica* (Rev. por J.O'M. Bockris, B Conway, E. Yeager and R. White), 4, pág. 411, Plenum Press, Nueva York (1981).

Sustersic, M.G., S.M. Esquenoni, S.M. Zaniolo, C.R. Abaca y N.V. Almeida, *An. Asoc. Quim. Argent.*, 6, 563-572 (1996).

Sustersic, M.G., D.E. Moreno, N.V. Almeida y M. Ipohorski, *Inform. Tecnol.*, 13(3), 75-80 (2002).

von Mengershausen, A.E., S.M. Esquenoni, C. R. Abaca, y M.G. Sustersic, *3rd International Symposium on Electrocatalysis. Advances and Industrial Applications*. (Editors: S. Hocevar, M. Gabersek, and A. Pintar), 153-157 (1999).

Estabilidad de Salchichas con Hidrocoloides y Emulsificantes

N.A.G. Ramos, M.E. Farias, C. Almada y N. Crivaro

Univ. Nacional de Luján, Dpto. de Tecnología, Rutas 7 y 5, (6700) Luján, Buenos Aires-Argentina
(e-mail: nelsiran@unlu.edu.ar)

Resumen

El objetivo de este trabajo es evaluar las mejoras en la estabilidad de emulsiones cárnicas (salchichas), comparando los efectos de la incorporación de distintos emulsificantes e hidrocoloides. Las salchichas fueron preparadas, en un molino coloidal, con una fórmula base y se comparó el efecto de la incorporación de la goma xántica, guar, carragenina o alginato y a su vez con hidrocoloides específicos. Se determinó la estabilidad en la cocción de forma gravimétrica, en baño termostatizado a 70°C durante 30 min. La pérdida de grasa por el tratamiento térmico fue determinada de forma gravimétrica. Se cuantificó la pérdida de agua de las muestras almacenadas durante 21 días cada 48h. a 5°C. Las emulsiones con emulsificantes e hidrocoloides fueron aproximadamente un 2% más estables en la cocción, porque perdieron menor cantidad de agua durante el almacenamiento y un 2,25% menos de separación de grasa. Se concluye que la incorporación de estos emulsificantes e hidrocoloides, disminuye las pérdidas de grasa y agua durante el tratamiento térmico y el almacenamiento.

Stability of Sausages with Emulsifiers and Hydrocolloids

Abstract

The objective of this study was to evaluate improvements in the stability of meat emulsions (sausage) by comparing the effects of incorporating different emulsifiers and hydrocolloids. Sausages were prepared using a colloidal mill using a basic formula, to which was added guar gum, xanthan gum, carrageenan, alginate and emulsifiers. The cooking stability was determined gravimetrically at 70°C in a water bath for 30 min. Fat loss during heat treatment was determined gravimetrically. Water loss was quantified at 5°C for 21 days at 48h intervals. The sausage containing emulsifiers and hydrocolloids were about 2% more stable during cooking because they lost smaller quantities of water during storage and had 2.25% lower fat separation. It is concluded that addition of these emulsifiers and hydrocolloids decreased the loss of fats and water during heat treatment and storage.

Keywords: food technology, sausage production, product stability, emulsions, emulsifiers, hydrocolloids

INTRODUCCIÓN

Las emulsiones cárnicas pueden considerarse como dispersiones del tipo grasa en agua formadas por tejido muscular, tejido adiposo, agua, sales inorgánicas y aditivos. Tornberg et al. (1990) define estas dispersiones de pasta fina como verdaderas emulsiones, a pesar de que las gotas de grasa son semisólidas o parcialmente cristalizadas y se encuentran dispersas en una fase continua semisólida de proteínas gelificadas, que forman la matriz, donde las gotas de grasa son efectivamente atrapadas.

Las emulsiones son sistemas inestables en los que ocurren procesos de descreme, floculación y coalescencia (Becher, 1986) de los cuales resulta la separación de agua y grasa, siendo este uno de los principales problemas en la correcta elaboración y conservación de las emulsiones cárnicas, ya que se debe asegurar la estabilidad físico-química del producto durante el tiempo de vida útil del alimento. En salchichas la formación y estabilidad de la emulsión formada, determina la calidad del producto final (Pérez et al., 2001).

El objetivo del trabajo fue aumentar la estabilidad de las salchichas mediante la incorporación de emulsificantes e hidrocoloides. Los emulsificantes son adsorvidos en la interfase, disminuyendo la tensión interfacial y el tamaño de partículas dispersas, además interactúan cuando dos gotas de la fase dispersa se aproximan impidiendo la floculación y coalescencia. Los hidrocoloides, son polisacáridos que tienen la propiedad de disminuir las interacciones específicas entre las partículas de grasa dispersas por aumento de la densidad y / o gelificación de la emulsión, estabilizando de esta manera el sistema (Bergenstahl et al., 1988).

MATERIALES Y MÉTODOS

Las emulsiones fueron elaboradas con los siguientes componentes: 46% carne vacuna, 25% agua, 13% grasa, 6% féculas (maíz, papa y mandioca), 2% sal, caseinato, aislado de proteínas de soja,

polifosfatos, especias y condimentos y se les incorporó a cada muestra 0,6% de goma xánica (X) o 0,6% de goma guar (G), o 0,6% de carragenina (C) o 0,6% de alginato (A) y con los siguientes emulsificantes 25 mg/Kg. de monoleato de sorbitán polioxetileno (T80) o monolaurato de sorbitán (S20) (límite máximo permitido por Codex Alimentarius Comisión 20g/Kg.) como se detalla en la Tabla 1.

Las muestras de salchichas fueron elaboradas en molino coloidal, de eje vertical con alimentación por tolva y salida por caño. Se embutieron en tripas sintéticas y fueron escaldadas en un baño a 75°C durante 30 minutos.

Se realizó un análisis estadístico de varianza y niveles de significación por los métodos de Steel y Torrie (1980).

Estabilidad en la cocción

El método utilizado es el usado por Haq et al. (1972), con algunas modificaciones (Ramos y Farias, 2001). Para medir la estabilidad en la cocción (ES, ver ec. 1) se colocó 30g. en una sola pieza, de cada muestra por triplicado, en un vaso de precipitado con 60ml de agua en un baño termosifónizado a 70 °C, durante 30 min.

$$ES = (W_{\text{cocida}} / W_{\text{inicial}}) \times 100 \quad (1)$$

Estabilidad de las grasas en la cocción

Se determinó de forma gravimétrica el porcentaje en peso de grasas separada en el proceso de cocción por triplicado, a 70°C durante 30 min.

Estabilidad de la fase acuosa

Para determinar la capacidad de retención de agua de las muestras, se midió la cantidad de agua que pierde un trozo de la misma, sin que sufra acción externa. El método es una adaptación de la técnica empleada por Honikel (1984).

Tabla 1: Composición de las emulsiones

Muestras	Carne (%)	Agua (%)	Grasa (%)	Xánica (%)	Guar (%)	Carragenina (%)	Alginato (%)	T80mg/kg	S20mg/kg
Control	46	25	13	-	-	-	-	-	-
X	46	25	13	0.60	-	-	-	-	-
XT80	46	25	13	0.60	-	-	-	25	-
XS20	46	25	13	0.60	-	-	-	-	25
G	46	25	13	-	0.60	-	-	-	-
GT80	46	25	13	-	0.60	-	-	25	-
GS20	46	25	13	-	0.60	-	-	-	25
C	46	25	13	-	-	0.60	-	-	-
CT80	46	25	13	-	-	0.60	-	25	-
CS20	46	25	13	-	-	0.60	-	-	25
A	46	25	13	-	-	-	0.60	-	-
AT80	46	25	13	-	-	-	0.60	25	-
AS20	46	25	13	-	-	-	0.60	-	25

Se determinó la pérdida de agua, por triplicado, de las emulsiones cárnicas, colocando 30g. de la muestra en bolsas de polietileno con cierre hermético (barrera al vapor de agua y oxígeno) que fueron almacenada a 5°C. Se registraron las pérdidas de agua cada 48 h durante veintiún días.

RESULTADOS Y DISCUSIÓN

Las medidas de estabilidad en la cocción (Figura 1) indican que la incorporación de las gomas xánticas guar, carragenina y alginato, aumentó la estabilidad de las salchichas, en aproximadamente un 2.00% con respecto al control ($p<0.05$).

Se puede observar que ninguna de las emulsiones con goma xántica se ven afectadas por el tratamiento térmico, esto también fue observado por Whintter y Daniels (1990).

La estabilidad en la cocción en las muestras GS-20, CT80 y CS20, aumentó con respecto a las emulsiones G y C, esto se debe a que las interacciones entre las moléculas de tensoactivo, que se ubican en la interfase y las gomas que se encuentran dispersas en la fase acuosa, son mayores reteniendo las partículas de grasa e impidiendo de esta forma, las pérdidas durante la cocción.

No se registró diferencias significativas, en las pérdidas de grasa en la cocción entre las muestras ($p>0.05$) y fueron aproximadamente un 2.25% ($p<0.05$) menor que las pérdidas del control, demostrando que la incorporación de estas gomas y emulsificantes estabilizan la fase grasa, en todos los casos y por lo tanto aumentan la estabilidad de las emulsiones (Figura 2).

El aumento de la estabilidad de la fase grasa se puede atribuir, como lo expresa Nawar (1990) a que la goma xántica, guar, carragenina y alginato incrementan la viscosidad de la fase continua por formación de redes tridimensionales en las que quedan atrapadas las partículas de grasa impidiendo la flocculación, la coalescencia y la separación de la grasa. Por otra parte la incorporación de T80 incrementa los mecanismos de solubilización y formación de una fase mesomórfica hexagonal, que estabiliza la emulsión por aumento del área específica como fue descrito por Krog (1990). Además de la estabilización por las gomas, el S20 tiende a formar una mesofase lamelar y líquidos cristalinos que estabilizan las grasas (Krog, 1990). Se registró la pérdida de agua, de la muestras almacenadas a 5°C, cada 48h durante 21 días (Fig. 3), la variación fue aproximadamente lineal y creciente en el tiempo ($r=0.97$).

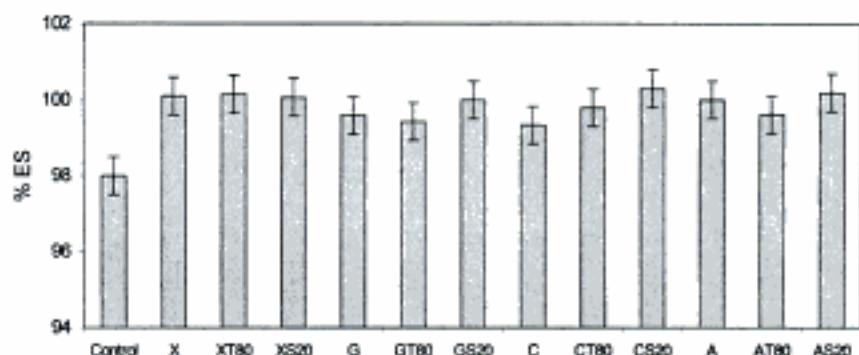


Fig. 1: Estabilidad de las emulsiones (ES%) por tratamiento térmico, a 70°C durante 30 min.

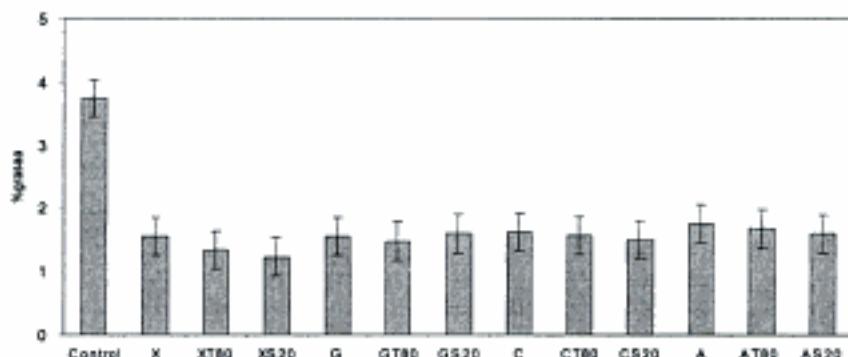


Fig. 2: Porcentaje de pérdida de grasa de las salchichas por tratamiento térmico, a 70°C.

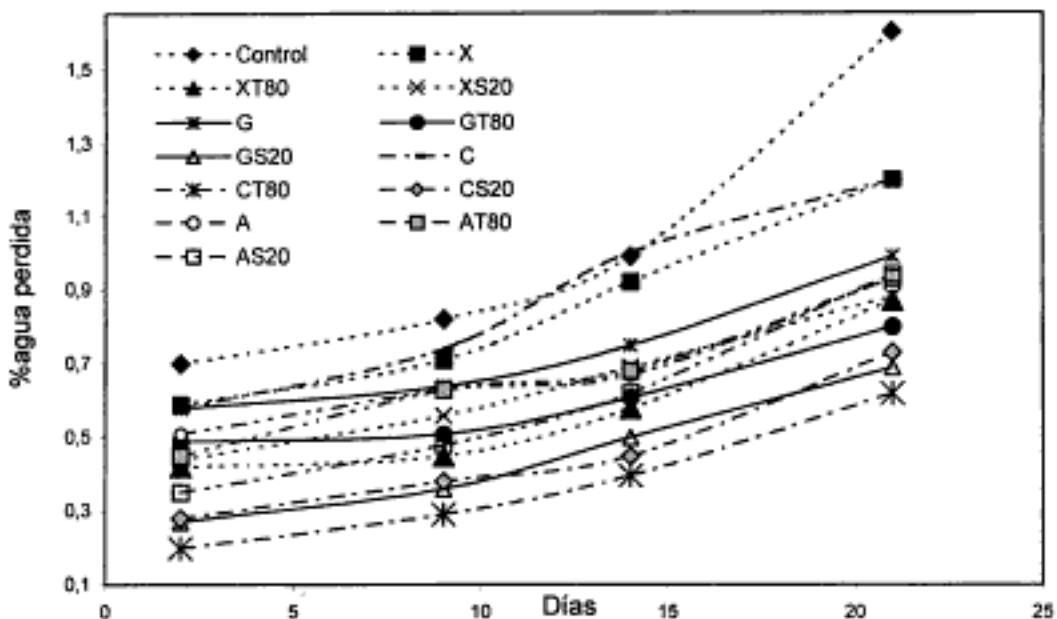


Fig. 3: Porcentaje en peso de la pérdida agua de las emulsiones, (% p/p) a 5°C

Los estudios de estabilidad de la fase acuosa mostraron el efecto de los hidrocoloides como estabilizantes, debido a su capacidad para retener agua, aunque el efecto se ve potenciado cuando se incorpora T80 o S20 ($p<0.05$). Las muestras CT80, GS20 y CS20 perdieron menor cantidad de agua, a las 48h y a los 21 días de su elaboración.

CONCLUSIONES

De acuerdo a los resultados se puede decir: 1) Las formulaciones con CT80, CS20, GS20, GT80, XT80, AS20, XS20, A, C, G, X, aumentan, en el orden en que se enuncian la estabilidad de la fase acuosa; 2) Las pérdidas de grasa fueron en todos los casos unos 2,25% inferiores a las del control; 3) Todas las formulaciones tuvieron mayor estabilidad, que el control, durante la cocción y 4) Las mejores formulaciones teniendo en cuenta pérdida de agua de grasa y estabilidad en la cocción fueron CT80, GS20 y CS20 en ese orden.

REFERENCIAS

Becher, P., Encyclopedia of Emulsion Technology. Marcel Dekker, New York. (1986).

Bergenstahl, B., Gums as Stabilizers of Emulsifier Covered Emulsion Droplets, en Gums and Stabilizers for the Food Industry, Vol 4 Ed: G.O. Phillips, P.A. Williams y D.J. Wedlock. IRL, England (1988).

Haq, A., N.B. Webb, J.K. Whittfield y G.S. Morrison, Development of a Prototype Sausage Emulsions Preparation System. Journal of Food Science: 37, 480 (1972).

Honikel, K.O., Retención de Agua y Emulsión de la Grasa en la Elaboración de Pastones para Embutidos Escaldados. Fleischwirtsch, (1984).

Krog, N. J., Food Emulsifiers and Their Chemical and Physical Properties. En Food Emulsions. Edited by K. Larsson y S. Friberg (1990).

Nawar, W.W., Emulsifiers en Food Additives. Ed. por A. L. Branem, P. M. Davidson y S. Salamien. Marcel Dekker, New York (1990).

Pérez S., J. Rovira, I. Jaime y M.L. Gonzales-Sanjosé Las propiedades Viscoelásticas de Emulsiones Cárnicas por Métodos de Extrusión. International Congress on Engineering and Food. Ed. J. Welti-Chanes, G. V. Barbosa-Cánovas y J. M. Aguilera. Technomic. U.S.A. (2001).

Ramos, N.A.G. y M.E. Farías, Stability of Emulsions with Non-Meat Proteins. En Proceedings of the Eighth International Congress on Engineering and Food. Ed. J. Welti-Chanes, G. V. Barbosa-Cánovas y J. M. Aguilera. Technomic. U.S.A. (2001).

Steel, R.G. y J. Torrie. Principles and Procedures of Statistics. Mc. Graw Hill. New York (1980).

Tornberg, E. , A. Olsson y K. Persson, The Structural and Interfacial Properties in Relation to Their Function in Emulsions, en Food Emulsions, Ed. Larsson, K. y S. Friberg. Marcel Dekker (1990).

Wintter, R. y J.R. Daniels, Function of Polysaccharides. Ed. por A.L. Branem, P.M. Davidson y S. Salamien. Marcel Dekker, New York (1990).

Validez y Precisión de Correlaciones Empíricas Sencillas para el Cálculo de Entalpías de Exceso

A. Mulero, I. Cachadiña y F. Cuadros

Univ. de Extremadura, Dpto. de Física, Avda. de Elvas s/n, 06007 Badajoz-España
(e-mail: mulero@unex.es)

Resumen

En este trabajo se utilizan cuatro correlaciones empíricas para ajustar datos experimentales de entalpías de exceso en mezclas binarias, con el fin de analizar la validez, precisión y número de coeficientes empíricos necesarios para realizar dicho ajuste. Se han seleccionado datos de siete mezclas para los que la entalpía de exceso tiene siempre el mismo signo y es convexa cuando se representa frente a la fracción molar. Para ajustarlos, se utilizan un máximo de tres parámetros, excepto en un caso en que se usan cuatro parámetros. En cada caso, se obtiene el porcentaje de estados para los que uno de los modelos supera en precisión a cada uno de los otros, permitiendo establecer diversas recomendaciones de uso. Se concluye que la elección de modelos adecuados, precisos y fáciles de utilizar para la correlación de datos experimentales de la entalpía de exceso, sólo puede abordarse mediante un proceso de prueba y error.

Accuracy and Validity of Simple Empirical Correlations for the Calculation of Excess Enthalpies

Abstract

Four empirical correlations are used to fit experimental data for excess enthalpies in binary mixtures, studying the validity, accuracy, and number of empirical parameters required. To that end, data for seven binary mixtures for which the excess enthalpy has the same sign and convexity, were selected for study. In the fits to the experimental data a maximum of three adjustable parameters were used, except in one case in which four parameters were used. For each case, we obtain the percentage of states for which one model is more accurate than the others. It is concluded that the choice of useful models which are accurate and easy to use for the correlation of experimental data for enthalpy excess can only be made through a process of trial and error.

Keywords: *excess enthalpy, binary mixtures, empirical correlations, data fitting*

INTRODUCCIÓN

La entalpía de exceso de mezclas de fluidos es una propiedad importante en Ingeniería Química y en Ingeniería Termodinámica. Los resultados experimentales suelen ser ajustados mediante ecuaciones de estado o mediante correlaciones empíricas (Walas, 1985; Sandler, 1994; Zebolsky y Renuncio, 1994; Wang *et al.*, 2002; Matsuda *et al.*, 2004). Sin embargo, no existe ningún método universal que permita reproducir los datos experimentales para todo tipo de mezclas o en todos los rangos de presión y temperatura. En especial, resulta difícil encontrar modelos apropiados en los estados cercanos al locus crítico de la mezcla, donde la entalpía de exceso presenta comportamientos muy diversos frente a cambios en la presión, la temperatura o la fracción molar. El estudio de dichos comportamientos resulta interesante ya que contribuye a la caracterización de las mezclas supercríticas (Zebolsky y Renuncio, 1994).

Existe un amplio número de correlaciones empíricas que permiten ajustar datos de la entalpía de exceso y que han sido utilizadas de forma más o menos habitual por los investigadores que obtienen datos experimentales de dicha propiedad. Sin embargo, no existe un criterio claro que permita elegir un modelo de correlación adecuado para la mezcla o el intervalo que se esté estudiando. Además, salvo excepciones (Cordray *et al.*, 1988; Wang *et al.*, 2002), en los trabajos publicados se utiliza únicamente un tipo de correlación, con lo cuál cabe preguntarse si podría utilizarse un modelo más sencillo, más preciso o con menos parámetros para correlacionar los mismos datos. En los casos en los que la dependencia de la entalpía de exceso frente a la fracción molar presenta una forma compleja, es necesario recurrir a modelos distintos para determinados rangos de dicha fracción molar (Christensen *et al.*, 1984; 1986).

El objetivo final de este trabajo es el de tratar de encontrar algunos criterios que permitan elegir un modelo analítico apropiado para correlacionar datos experimentales de la entalpía de exceso de mezclas binarias. Dicho modelo debe ser elegido entre los utilizados habitualmente por los investigadores, y su mayor o menor nivel de validez dependerá de su facilidad de uso, del número de coeficientes empíricos que es necesario utilizar, y, por supuesto, de su precisión.

En particular, este trabajo se centra en el comportamiento más simple de la entalpía de exceso, es decir, cuando dicha propiedad no cambia de signo a distintas fracciones mоляres y además presenta un comportamiento frente a la fracción molar que puede representarse mediante una línea convexa. Se han seleccionado tres correlaciones empíricas utilizadas habitualmente por los investigadores que obtienen los datos experimentales, y que contienen un número variable de parámetros ajustables, así como una propuesta recientemente por Wang *et al.* (2002), que contiene cierta base teórica y que requiere en todos los casos de tres parámetros ajustables. Dichas correlaciones se han utilizado, con un máximo de cuatro parámetros (con el fin de ser comparables a la propuesta de Wang *et al.* 2002), a datos experimentales tomados de la literatura, incluyendo algunos obtenidos durante los últimos años y a los que no se les ha aplicado ningún tipo de correlación.

CORRELACIONES EMPÍRICAS

Como ya se ha indicado, existen diversos modelos empíricos que permiten correlacionar con cierta precisión los datos experimentales de una mezcla concreta a una temperatura y presión dadas. Sin embargo, dichos modelos no pueden utilizarse de forma generalizada para todas las mezclas ni en todos los rangos.

En este trabajo se consideran tres modelos empíricos basados en expresiones analíticas distintas y con un número de coeficientes ajustables indeterminado. La elección del modelo adecuado y del número de coeficientes debe hacerse por un método de prueba y error. Es decir, no existe a priori ningún indicio de cuál debe ser el modelo ni el número de coeficientes a utilizar. En particular, se considerarán tres expresiones analíticas utilizadas habitualmente: la correlación de Redlich-Kister (1948), la correlación SSF (Rogalski y Malanowski, 1977), y la extensión de la correlación de Redlich-Kister utilizada por Christensen *et al.* (1984, 1986). Además, se incluye la expresión propuesta recientemente por Wang *et al.* (2002), única con cierto fundamento teórico. A continuación se detalla cada uno de dichos modelos.

La correlación de Redlich-Kister (1948) es una de las más utilizadas, ya que su expresión analítica es sencilla, pues contiene únicamente términos polinómicos de la fracción molar, x . Dicha expresión (que se denotará

RK) es la siguiente:

$$H^E(x) = x(1-x) \sum_{i=1}^k A_i (2x-1)^{i-1} \quad (1)$$

donde A_i son los coeficientes ajustables. Este modelo resulta sencillo de utilizar ya que dichos coeficientes pueden determinarse utilizando un método de mínimos cuadrados y, al incluir solamente términos lineales, serán coeficientes únicos para cada caso. En principio, este modelo produce buenos resultados cuando la entalpía de exceso presenta un solo máximo o un solo mínimo, sin cambios de signos ni saltos abruptos frente a la fracción molar (Pando *et al.*, 1983 a,b).

La ecuación SSF (Rogalski y Malanowski, 1977) también es frecuentemente utilizada para los mismos casos que la anterior. Su forma analítica es algo más compleja, ya que se trata de conjuntos de fracciones polinómicas de segundo grado, con dos conjuntos de coeficientes a determinar, B_i y C_i , en cada una de dichas fracciones:

$$H^E(x) = \sum_{i=1}^{k/2} \frac{B_i x(1-x)}{[x/C_i + C_i(1-x)]^2} \quad (2)$$

Como puede observarse, el número de coeficientes a utilizar, k , es siempre par. Para encontrar dichos coeficientes hay que recurrir a un método de mínimos cuadrados no lineal. Para la elección de los parámetros iniciales se ha tenido en cuenta que cada uno de los sumandos da lugar a un máximo para $x = B^2/(1+B^2)$ cuya altura es $C/4$. De esta forma, cuando la entalpía de exceso presenta un único máximo frente a x , los parámetros iniciales del ajuste se buscan de forma que la curva pase forzosamente por dicho máximo.

Christensen *et al.* (1984; 1986) han utilizado una versión extendida del modelo de Redlich-Kister (modelo CRS). La extensión consiste en añadir un nuevo polinomio, con un nuevo conjunto de coeficientes ajustables, que divide a la expresión de Redlich-Kister:

$$H^E(x) = x(1-x) \frac{\sum_{i=1}^l D_i (1-2x)^{i-1}}{1 + \sum_{j=1}^m E_j (1-2x)^j} \quad (3)$$

siendo D_i y E_j dos conjuntos de coeficientes.

Esta expresión ofrece, por tanto, múltiples posibilidades, al poder establecerse distintas combinaciones en el número de coeficientes incluidos en cada polinomio, siendo el número total de coeficientes $k=l+m$. Su utilización práctica es también más compleja, pues puede ocurrir que el denominador se anule para algún valor de x y dé lugar a una discontinuidad en la curva teórica, aún cuando el ajuste a los datos experimentales sea adecuado y las desviaciones encontradas punto a punto sean pequeñas. Además, en algunos casos (Christensen *et al.*, 1984, 1986; Cordray *et al.*, 1988) debe utilizarse en combinación con un modelo de línea recta para algunos rangos de valores de la fracción molar. Esta posibilidad no será tomada en cuenta en este trabajo.

Recientemente, Wang *et al.* (2002) han propuesto una nueva expresión, basada en un modelo molecular termodinámico:

$$H^E(x) = ax + b \ln(1+gx) \quad (4)$$

donde los parámetros a , b y g están relacionados con la energía de interacción entre moléculas y son constantes para una presión y temperatura dadas. El valor óptimo para dichos parámetros se determinan mediante el ajuste a datos experimentales, si bien es posible establecer una relación entre los mismos (Wang *et al.*, 2002). Si los tres parámetros se dejan variar libremente es posible que el modelo no garantice el que se obtenga un valor 0 en $x = 1$. Por otra parte, en este trabajo se ha tenido en cuenta la posibilidad de correlacionar con valores de $(1-x)$ en lugar de x , dado que la forma de la ecuación no es simétrica respecto de la fracción molar. Esto añade una posibilidad más para estudiar la aplicabilidad del modelo.

La ec. (4) ha sido utilizada por Wang *et al.* (2002) para correlacionar un amplio número de datos experimentales, llegando a la conclusión de que la nueva ecuación es más precisa que la RK, ec. (1) con 3 parámetros y equivalente a la expresión SSF, ec. (2), con cuatro parámetros. No se ha realizado comparación con la expresión CRS, ec. (3). En este sentido, uno de los objetivos del presente trabajo es confirmar la validez y precisión de la expresión de Wang *et al.* (2002) (WCZSW), así como su comparación con las correlaciones utilizadas habitualmente.

En resumen, en este trabajo se utilizan las

expresiones anteriores, ecs. (1) a (4) para correlacionar datos experimentales para la entalpía de exceso de mezclas binarias. Se han seleccionado 40 conjuntos de datos experimentales en los que la entalpía de exceso no cambia de signo y presenta un solo máximo o mínimo, de forma que su comportamiento frente a la fracción molar puede representarse mediante una línea convexa. Dichos datos han sido seleccionados de la bibliografía y pertenecen a mezclas que contienen dióxido de carbono y/o hexafluoruro de azufre (Pando *et al.*, 1983 a,b; Christensen *et al.*, 1984, 1986; Wormald y Hodgetts, 2001 a,b, 2002 a,b; Wormald y Eyears, 2001; Wormald y Du'Gay, 2003). Algunos de dichos datos han sido publicados recientemente y no han sido correlacionados mediante el uso de expresiones empíricas, sino mediante ecuaciones de estado. Para cada estado termodinámico, el número de datos experimentales varía entre 6 y 35. Según dichos autores la precisión global de las medidas más recientes es de $\pm 2\%$. Por otra parte, es necesario indicar que en los datos publicados por Wormald y sus colaboradores existe un buen número de erratas, que han sido corregidas adecuadamente para este trabajo.

RESULTADOS Y DISCUSIÓN

Se ha procedido a realizar un ajuste de los datos experimentales utilizando las ecuaciones (1) a (4), y de forma que los parámetros de ajuste fueran aquellos que minimizasen la desviación cuadrática media:

$$\sum_{i=1}^N \left[\frac{H_i^{\text{exp}} - H^E(x_i)}{H_i^{\text{exp}}} \right]^2 \quad (5)$$

donde N es el número de datos, (x_i, H_i^{exp}) los valores experimentales y $H^E(x)$ una de las expresiones analíticas anteriores. Para comparar la precisión de los ajustes se ha calculado, la desviación absoluta media (DAM) y máxima para cada mezcla y cada estado termodinámico. La DAM se define como:

$$DAM = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N \left[\frac{H_i^{\text{exp}} - H^E(x_i)}{H_i^{\text{exp}}} \right] \quad (6)$$

Las correlaciones se han utilizado con un mínimo de dos parámetros ajustables y un máximo de cuatro solamente en el modelo SSF, ec. (2). Así, para el modelo RK se considera-

ron dos o tres parámetros (RK2 y RK3) y para el modelo SSF dos o cuatro parámetros (siguiendo la notación: SSF2, SSF4). En el modelo CRS es necesario definir un número de parámetros para el numerador y otro para el denominador. Así las posibles combinaciones son utilizar un parámetro en el numerador y otro en el denominador (CRS11) o bien dos parámetros en un lugar y uno más en el otro (CRS12 o bien CRS21). En este modelo hay que tener en cuenta, además, de que pueden encontrarse polos que anulen el denominador. Finalmente, en el modelo WCZSW se utilizaron siempre los tres parámetros de ajuste. Para los modelos RK y CRS no se consideraron cuatro parámetros, pues uno de los objetivos es comparar su precisión con la del nuevo modelo de Wang *et al.* (2002).

En la Tabla 1 se muestran en detalle las mezclas y estados seleccionados. Como referencia de la bondad de los ajustes utilizados, se muestra también las correlaciones que con dos o tres parámetros proporcionan una DAM más pequeña. Nótese que puede existir otra correlación que con el mismo número de parámetros dé una desviación similar aunque un poco superior. Además, en dicha tabla no se incluyen los resultados de la expresión CRS, ec. (3) cuando contiene polos en el denominador, aún cuando el ajuste global proporcione una DAM pequeña.

Como se muestra en la Tabla 1, la bondad de los ajustes depende generalmente de la mezcla y el estado seleccionados. También habría que tener en cuenta el número de puntos experimentales de los que se dispone en cada estado, sobre todo si dicho número es reducido. En todos los casos puede obtenerse una DAM inferior al 6.4%, aunque solo en 15 de los 40 estados estudiados se consigue que sea igual o inferior al 2%. Hay que señalar, además, que se han encontrado seis casos en los que se obtiene un ajuste con menor DAM cuando se utilizan 2 parámetros en lugar de 3. También se encontraron casos, como el mostrado en la Figura 1, en los que el modelo CRS con tres parámetros supera en precisión al SSF con cuatro parámetros.

Por otra parte, también hay que indicar que en algunos casos los autores de los datos experimentales utilizaron un número excesivo de parámetros. Por ejemplo, para la mezcla CO_2 +pentano a 308.15 K y 7.58 MPa, la expresión RK requiere hasta 7 parámetros (Pando *et al.*, 1983b) para obtener un buen ajuste

(con la expresión RK3 la DAM sería del 13.9%), mientras que, como se muestra en la Tabla 1 y en la Figura 2, con la expresión

CRS12 (3 parámetros) se puede conseguir una DAM de solo el 2.2%.

Tabla 1: Mezclas y estados estudiados, indicando la referencia de los datos experimentales, así como qué modelos con 2 ó 3 parámetros producen la menor DAM.

MEZCLAS Y ESTADOS	MODELOS	DAM (%)	MEZCLAS Y ESTADOS	MODELOS	DAM (%)
$\text{CO}_2 + \text{C}_2\text{H}_6$ (Pando <i>et al.</i> , 1983a)			$\text{CO}_2 + \text{SF}_6$ (Wormald y Hodgetts, 2001 a, 2002 a)		
T=293.15 K, P=7.58 MPa	RK2, SSF2	3.8	T=319.6 K, P=3.76 MPa	CRS12	5.4
T=308.15 K, P=7.58 MPa	CRS12	2.0	T=250.15 K, P=7.38 MPa	CRS21	1.8
T=323.15 K, P=7.58 MPa	RK2, CRS11	2.8	T=270.15 K, P=7.38 MPa	CRS21	2.2
$\text{CO}_2 + \text{C}_5\text{H}_{12}$ (Pando <i>et al.</i> , 1983b) (Christensen <i>et al.</i> , 1986)			T=290.15 K, P=7.38 MPa	WCZSW	1.2
T=573.15 K, P=7.58 MPa	RK3	2.6	T=302.15 K, P=7.38 MPa	CRS12, CRS21	2.4
T=573.15 K, P=10.37 MPa	CRS11	4.3	$\text{C}_2\text{H}_6 + \text{SF}_6$ (Wormald y Hodgetts, 2001 b, 2002 b)		
T=573.15 K, P=12.45 MPa	CRS12	1.7	T=290.15 K, P=4.32 MPa	CRS11	2.5
T=308.15 K, P=7.58 MPa	CRS12	2.2	T=250.15 K, P=4.88 MPa	CRS21	0.6
T=308.15 K, P=10.37 MPa	CRS21	2.1	T=270.15 K, P=4.88 MPa	CRS21	0.3
T=308.15 K, P=12.45 MPa	RK3, CRS12	0.9	T=290.15 K, P=4.88 MPa	SSF2, CRS11	3.3
$\text{CO}_2 + \text{C}_6\text{H}_{14}$ (Christensen <i>et al.</i> , 1984)			T=298.15 K, P=4.88 MPa	WCZSW	2.2
T=308.15 K, P=12.50 MPa	RK3	6.1	T=305.65 K, P=6.00 MPa	RK3	1.0
$\text{CO}_2 + \text{C}_2\text{H}_4$ (Wormald y Eyears, 2001)			T=312.15 K, P=3.76 MPa	CRS12	1.3
T=260.95 K, P=3.5 MPa	RK3, CRS12	1.3	T=312.15 K, P=6.00 MPa	CRS21	2.9
T=276.65 K, P=4.75 MPa	RK3	1.9	$\text{C}_4\text{H}_{10} + \text{SF}_6$ (Wormald y Du' Gay, 2003)		
T=285.85 K, P=6.25 MPa	CRS12	1.7	T=311.25 K, P=8.00 MPa	CRS21	3.0
T=300.45 K, P=6.57 MPa	CRS12	0.8	T=331.25 K, P=8.00 MPa	RK3, CRS21	1.6
T=305.75 K, P=8.05 MPa	CRS12	4.2	T=351.24 K, P=8.00 MPa	RK3, CRS12, WCZSW	4.2
T=260.95 K, P=11.0 MPa	RK2, SSF2, CRS11	1.1	T=371.11 K, P=8.00 MPa	RK3	2.5
T=276.65 K, P=11.0 MPa	RK3, CRS12	2.4	T=391.05 K, P=8.00 MPa	CRS12	3.8
T=285.5 K, P=11.0 MPa	RK3, CRS12	6.3	T=410.86 K, P=8.00 MPa	CRS12	2.4
T=300.45 K, P=11.0 MPa	CRS21	3.2	T=425.75 K, P=8.00 MPa	RK3	2.5
T=306.62 K, P=11.0 MPa	CRS12	5.2			

En otros casos los autores de los datos utilizaron un escaso número de parámetros. Así, para la mezcla CO_2 +hexano a 308.15 K y 12.50 MPa, Christensen *et al.* (1984) utilizaron el modelo RK3 que, como se muestra en la Tabla 1, proporciona una DAM relativamente alta. Sería necesario introducir un número mayor de parámetros para conseguir reducirla.

Estos ejemplos muestran claramente que no existe un criterio fijo para la elección de un determinado modelo.

La expresión CRS, ec. (3), resulta ser la de mayor aplicabilidad y de hecho es la que mejores resultados proporciona para una gran mayoría de los casos (31 estados de 40). Hay que tener en cuenta, sin embargo, que para el modelo CRS21 se han encontrado polos en el denominador para 8 estados. En algunos casos, como el mostrado en la Figura 3 dicho modelo es el que proporciona una DAM más pequeña, pero no puede utilizarse debido a la presencia de un polo. Por otra parte, la aplicación del modelo CRS con $l=1$ y $m=2$, CRS12 es la que mejor representa la entalpía de exceso para 16 estados (aunque existan otros modelos que proporcionen desviaciones iguales o similares).

Como se aprecia en la Tabla 1, en muy pocos estados el modelo WCZSW consigue superar en precisión al RK3, en contra de la afirmación de Wang *et al.* (2002), o al CRS con tres parámetros (no considerado en el estudio de dichos autores). Los resultados mostrados en las Figuras 1 a 4 constituyen claros ejemplos. Como se observa en las Figuras 2 y 3, existen casos para los que es posible que el modelo WCZSW no proporcione un valor 0 en $x=1$.

Los resultados para todos los modelos y todos los estados se presentan de forma más resumida en la Tabla 2, donde se indica el porcentaje de estados con DAM inferiores o iguales a una dada. Si se utilizan dos parámetros se puede conseguir reproducir la entalpía de exceso de hasta un 67.5% de los estados con una DAM igual o inferior al 5%. Con tres parámetros dicho porcentaje aumenta hasta el 85% y con cuatro (modelo SSF4) se alcanza un 92.5% (es decir existe un único estado con una DAM superior al 5% cuando se utilizan 4 parámetros). Hay que tener en cuenta, sin embargo, que el modelo SSF4 puede conducir a valores negativos de la en-

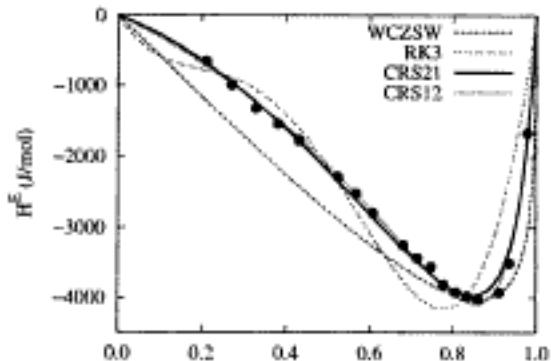


Fig. 1: Datos experimentales (puntos) tomados de Wormald y Du'Gay (2003) para la mezcla butano+SF₆ a 391.05 K y 8 MPa, y resultados obtenidos con diversos modelos empíricos (líneas).

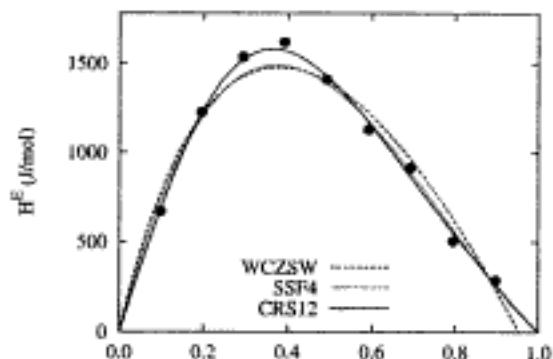


Fig. 2: Datos experimentales (puntos), tomados de Pando *et al.* (1983b) para la mezcla CO₂+pentano a 308.15 K y 7.58 MPa, y resultados obtenidos con diversos modelos empíricos (líneas).

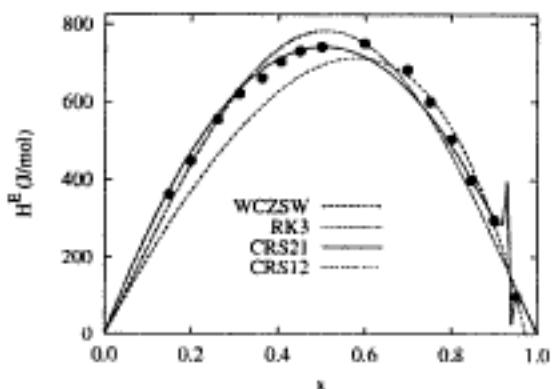


Fig. 3: Datos experimentales (puntos), tomados de Wormald y Eyeers (2001) para la mezcla CO₂+eteno a 285.5 K y 11 MPa, y resultados obtenidos con diversos modelos empíricos (líneas).

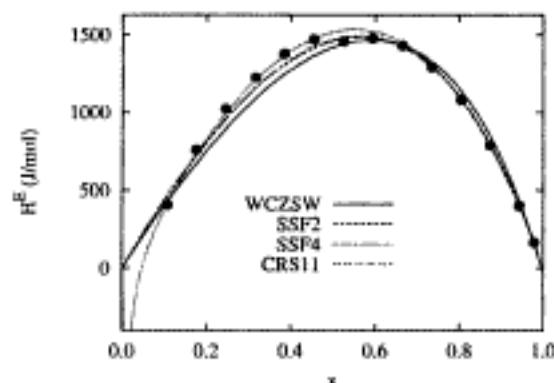


Fig. 4: Datos experimentales (puntos), tomados de Wormald y Hodgetts (2001b) para la mezcla etano+SF₆ a 290.15 K y 4.88 MPa, y resultados obtenidos con diversos modelos empíricos (líneas).

talpía para x cercanos a cero en algunos casos, como el mostrado en la Figura 4 donde con dos parámetros ya se obtendría un resultado adecuado.

Como se muestra en la Tabla 2, la expresión CRS12 consigue una DAM igual o inferior al 2% en el 35% de los estados, casi el doble que cuando se utiliza la expresión WCZSW. Además las expresiones RK3 y CRS con tres parámetros permiten reproducir las entalpías de exceso con DAM iguales o inferiores al 5% en el 80% y el 85% de los casos respectivamente, porcentajes claramente superiores a cuando se utiliza la WCZSW. Esta última expresión no consigue reproducir adecuadamente la entalpía de exceso para la mezcla CO₂+pentano a 308.15 K y 7.58 MPa (Figura 2), dando lugar a una DAM superior al 20%.

En la Tabla 3 se compara la precisión de cada modelo. En particular, se muestra en porcentaje de estados para los que uno de los modelos situados en la primera fila dan mejores resultados que los modelos situados en la primera columna. Así, por ejemplo, el modelo SSF2 proporciona mejores resultados que el WCZSW en el 52.5% de los casos, y mejor que el RK2 en el 55.0%. Obviamente, la expresión SSF4 es más precisa que la SSF2 en el 100% de los casos, si bien hay que tener en cuenta la posibilidad de encontrar valores negativos en x muy pequeñas (Figura 4).

El modelo WCSZ supera en precisión al RK3 solo en el 20% de los casos y al SSF4 solo en un 2.5% de los casos, en contra de la afirma-

ción de Wang et al. (2002). Por otra parte, el modelo RK3 resulta ser de una precisión muy similar a los modelos CRS21 y CRS12, con una pequeña ventaja de éste último. Además el modelo CRS12 supera al CRS21 en el 65% de los casos y tiene la ventaja de que, al menos para los estados considerados aquí, los polos del denominador se encuentran fuera del rango de fracciones molares. Como se indicó anteriormente, solo en algunos casos concretos (el 20% de los estados) el modelo CRS12 supera al SSF4 (Figura 1).

Para finalizar, en la Tabla 4 se resumen las principales ventajas e inconvenientes de cada modelo. De esta forma se permite que en el futuro los investigadores que deseen realizar ajustes de datos experimentales para la entalpía de exceso tengan alguna referencia sobre qué modelo puede resultar el más adecuado.

En resumen, se puede concluir que la nueva propuesta de Wang et al. (2002) no permite mejorar significativamente los resultados que se venían obteniendo con correlaciones empíricas. Si bien es necesario tener en cuenta el fundamento teórico de la expresión propuesta e investigar más profundamente el significado de cada uno de los parámetros y su relación con otras propiedades de las sustancias que intervienen en la mezcla.

Para obtener un ajuste adecuado de los valores de la entalpía de exceso, cuando ésta es una función convexa y que no cambia de signo con la fracción molar, puede comenzarse por utilizar un ajuste con tres parámetros ya que pueden conseguirse desviaciones medias inferiores al 2% en muchos de los casos. Si se desea trabajar con correlaciones lineales y evitar la localización de polos puede utilizarse la expresión de Redlich-Kister. Ahora bien, si se desea aumentar la versatilidad y mejorar un poco la precisión debemos recomendar la utilización de la expresión CRS, ec. (3), comenzando por elegir dos parámetros en el numerador y uno en el denominador. Según nuestros resultados puede conseguirse así que las desviaciones medias sean iguales o inferiores al 5% en el 85% de los casos, situándose entre el 5% y el 10% en el 15% de los casos restantes.

CONCLUSIONES

En este trabajo se estudió la correlación de datos experimentales para la entalpía de ex-

Tabla 2: Porcentaje de estados para los que un modelo dado proporciona desviaciones absolutas medias inferiores a las indicadas.

Modelo	Número de Parámetros	Porcentaje de estados con DAM inferiores a la indicada (total 40 estados)					
		≤1%	≤2%	≤5%	≤10%	≤20%	≥ 20%
RK2	2	0.0	15.0	50.0	82.5	97.5	2.5
SSF2	2	0.0	15.0	67.5	87.5	97.5	2.5
CRS11	2	2.5	15.0	62.5	80.0	97.5	2.5
RK3	3	12.5	27.5	80.0	95.0	100.0	0.0
CRS12	3	10.0	35.0	85.0	97.5	100.0	0.0
CRS21	3	5.0	27.5	85.0	100.0	100.0	0.0
WCZSW	3	2.5	12.5	57.5	97.5	97.5	2.5
SSF4	4	15.0	55.0	92.5	100.0	100.0	0.0

Tabla 3: Comparación entre los diversos modelos. Para cada celda se indica el porcentaje de estados para los que el modelo en la columna da mejores resultados que el de cada fila. Por ejemplo, el modelo RK2 proporciona menor DAM que el WCZSW en el 37.5% de los estados.

	RK2	RK3	SSF2	SSF4	CRS11	CRS12	CRS21
WCZSW	37.5	80.0	52.5	97.5	47.5	87.5	82.5
RK2		92.5	55.0	97.5	55.0	92.5	92.5
RK3			15.0	75.0	20.0	52.5	47.5
SSF2				100.0	47.5	90.0	90.0
SSF4					0.0	20.0	12.5
CRS11						82.5	85.0
CRS12							35.0

ceso de mezclas binarias para los casos en la función convexa frente a la fracción molar y sin cambio de signo.

Dichos datos han sido correlacionados mediante tres expresiones empíricas utilizadas habitualmente más una nueva expresión propuesta recientemente. Para cada estado, se han seleccionado las expresiones empíricas más apropiadas, y se han buscado los mejores ajustes utilizando dos o tres parámetros. Con el fin de servir de referencia, solo en una de las expresiones se consideraron cuatro parámetros. De los modelos seleccionados solamente uno puede ser utilizado mediante un ajuste lineal, requiriéndose ajustes no lineales para el resto.

Respecto al proceso de ajuste, hay que tener en cuenta que el obtener una desviación media pequeña no significa necesariamente que el ajuste represente adecuadamente el

comportamiento de la entalpía de exceso. Además, el número de coeficientes a utilizar no es conocido a priori, por lo que es necesario y recomendable ir obteniendo desviaciones medias y resultados gráficos en cada caso. Los resultados obtenidos en este trabajo, demuestran que puede comenzarse por utilizar un ajuste con tres parámetros ya que pueden conseguirse desviaciones medias inferiores al 2% en un gran número de casos. Se ha demostrado, además, que en algunos casos, el aumentar el número de coeficientes no implica necesariamente el obtener un ajuste más apropiado.

Respecto a la utilización de expresiones empíricas, en la Tabla 4 se han resumido las ventajas e inconvenientes de cada modelo analizado. Además, a partir de los resultados mostrados en la Tabla 3 se tiene una clara idea de en qué proporción un modelo es más ventajoso que otro según el número de

Tabla 4: Ventajas e inconvenientes encontrados en la utilización práctica de cada uno de los modelos estudiados.

MODELO	Ec.	Ventajas	Inconvenientes
RK (Redlich-Kister, 1948)	(1)	<ul style="list-style-type: none"> - Ajuste lineal. - Más sencilla de utilizar. - No pueden existir polos. 	<ul style="list-style-type: none"> - Puede requerir un número de parámetros demasiado grande. - Limitaciones de la forma polinómica.
SSF (Rogalski y Malanowski, 1977)	(2)	<ul style="list-style-type: none"> - Aumento significativo de la precisión con el número de parámetros. 	<ul style="list-style-type: none"> - Ajuste no lineal. - Número de parámetros siempre par. - Pueden obtenerse valores de distinto signo al experimental para fracciones molares pequeñas.
CRS (Christensen <i>et al.</i> , 1984; 1986)	(3)	<ul style="list-style-type: none"> - Versatilidad en la elección del número de parámetros y forma analítica. - Aumento significativo de la precisión con el número de parámetros. - Con solo 3 parámetros se consiguen buenos ajustes a funciones convexas. 	<ul style="list-style-type: none"> - Dificultad en la elección de valores iniciales para los parámetros. - Ajuste no lineal. - Es necesario probar varias combinaciones. - Pueden encontrarse valores de la fracción molar que anulen el denominador en el rango (0, 1).
WCZSW (Wang <i>et al.</i> , 2002)	(4)	<ul style="list-style-type: none"> - Solo 3 parámetros y con cierto significado físico. 	<ul style="list-style-type: none"> - Ajuste no lineal. - Número de parámetros fijo. - No siempre se consigue una buena precisión. - Válida únicamente como función convexa. - Puede obtenerse un valor distinto de cero en $x = 1$.

coeficientes ajustables elegido.

Dichos resultados permiten obtener algunas conclusiones y, por tanto, establecer algunas recomendaciones. Así, si se desea trabajar con correlaciones lineales y evitar la localización de polos puede utilizarse la expresión de Redlich-Kister. Sin embargo, para aumentar la versatilidad y mejorar un poco la precisión debe recomendarse la utilización de la expresión CRS, ec. (3), comenzando por elegir dos parámetros en el numerador y uno en el denominador. En este caso, hay que programar adecuadamente la posibilidad de encontrar polos de la función.

Por otra parte, no se recomienda la utilización *a priori* de la nueva expresión propuesta por Wang *et al.*, ya que solo en casos excepcionales produce iguales o mejores resultados que el resto de expresiones con tres parámetros. En todo caso, es necesario tener en cuenta el fundamento teórico de dicha expresión.

En definitiva, este trabajo muestra que aunque en principio la elección de modelos adecuados, precisos y fáciles de utilizar para la correlación de datos experimentales de la entalpía de exceso solo puede abordarse mediante un proceso de prueba y error, pueden

encontrarse ciertas regularidades que acotan claramente dicho proceso. Este trabajo debe considerarse como un paso previo a la obtención de nuevos modelos o a la aplicación de ecuaciones de estado que permitan representar los datos experimentales de una forma más sistemática.

AGRADECIMIENTOS.

Los autores agradecen la financiación del Ministerio de Ciencia y Tecnología y el Fondo Europeo de Desarrollo Regional, a través del proyecto BFM2002-00643.

REFERENCIAS

Christensen, J.J., Walker, T.A.C., Schofield, R.S., Faux, P.W., Harding, P.R. e Izatt, R.M., The excess enthalpies of carbon dioxide + hexane at 308.15, 358.15 and 413.15 K from 7.50 to 12.50 MPa. *J. Chem. Thermodyn.* 16, 445, (1984).

Christensen, J.J., Faux, P.W., Cordray, D. e Izatt, R.M., The excess enthalpies of carbon dioxide + pentane at 348.15 K, 373.15 K, 413.15 K, 470.15 K, 573.15 K from 7.58 MPa to 12.45 MPa. *J. Chem. Thermodyn.* 18, 1053 (1986).

Cordray, D.R., Christensen, J.J., Izatt, R.M. y Oscarson, J.L., The excess enthalpies of carbon dioxide + toluene at 309.15, 413.15, 470.15, and 508.15 K from 7.60 to 17.50 MPa. *J. Chem. Thermodyn.* 20, 877 (1988).

Matsuda, H., Day, W., Kurihara, K., Ochi, K. y Kojima, K., The calculation of excess molar enthalpies of liquid mixtures at high pressures and temperatures from measurements at ambient conditions. *Fluid Phase Eq.* 215, 45 (2004).

Pando, C., Renuncio, J.A.R., Izatt, R.M. y Christensen, J.J., The excess enthalpies of carbon dioxide + ethane from 293.15 to 323.15 at 7.58 MPa. *J. Chem. Thermodyn.* 15, 231 (1983a).

Pando, C., Renuncio, J.A.R., Izatt, R.M. y Christensen, J.J., The excess enthalpies of carbon dioxide + pentane at 308.15 and 323.15 from 7.58 to 12.45 MPa. *J. Chem. Thermodyn.* 15, 259 (1983b).

Redlich, O. y Kister, A. T. *Ind. Eng. Chem.* 40, 345 (1948).

Rogalski, M. y Malanowski, S., A new equation for correlation of vapour-liquid equilibrium data of strongly non-ideal mixtures. *Fluid Phase Eq.* 1, 137 (1977).

Sandler, S.I. "Models for thermodynamic and phase equilibria calculations". Marcel Dekker, Inc. New York (1994).

Wang, F.A., Chen, H.S., Zhu, J.Q., Song, J.C. y Wang, Z.C., Estimation of excess enthalpy for binary systems, *Chemical Engineering Journal* 85, 235 (2002).

Walas, S.M. "Phase equilibria in chemical engineering", Butterworth Publishers, (1985).

Wormald, C.J. y Du'Gay A.P., Measurements of H_{mE} and V_{mE} for $\{x\text{C}_4\text{H}_{10} + (1-x)\text{SF}_6\}$ in the supercritical region at the pressure 8.00 MPa. *Fluid Phase Eq.* 204, 143 (2003).

Wormald, C.J. y Eyeas, J.M., Excess molar enthalpies of carbon dioxide + ethene in the liquid and near-critical regions. *J. Chem. Thermodyn.* 33, 775 (2001).

Wormald, C.J. y Hodgetts, R.M., Measurements of H_{mE} and V_{mE} for $\text{CO}_2 + \text{SF}_6$ in the near critical region. *Fluid Phase Eq.* 187, 391 (2001 a).

Wormald, C.J. y Hodgetts, R.M., Measurements of H_{mE} and V_{mE} for $\text{C}_2\text{H}_6 + \text{SF}_6$ in the liquid and near critical region. *Fluid Phase Eq.* 192, 121 (2001 b).

Wormald, C.J. y Hodgetts, R.M., Near critical measurements of H_{mE} and V_{mE} for $\{x\text{CO}_2 + (1-x)\text{SF}_6\}$ and measurements made over the pressure range 2.5 to 10.0 MPa at the temperature $T = 301.95$ K. *J. Chem. Thermodyn.* 34, 303 (2002 a).

Wormald, C.J. y Hodgetts, R.M., Near critical measurements of H_{mE} and V_{mE} for (ethane + sulphur hexafluoride). *J. Chem. Thermodyn.* 34, 875 (2002 b).

Zebolsky, D. y Renuncio, J., Correlation and prediction of critical and supercritical excess enthalpies using equations of state. *The Journal of Supercritical Fluids* 7, 31 (1994).

Influencia del Tamaño de Muestra en la Estimación del Factor de Lluvia *R*

C.A. Escalante y L. Reyes

Univ. Nacional Autónoma de México, Fac. de Ingeniería, Dpto. de Hidráulica, Casilla Postal 70-560, 04511 México, D.F.-México (e-mail: caes@servidor.unam.mx)

Resumen

En este trabajo se determina la influencia del tamaño de muestra en la estimación del factor de lluvia, *R*, utilizado en el diseño de obras hidráulicas. Se analizaron 228 registros pluviográficos disponibles en México, y se estimó, mediante el análisis de frecuencias y para diferentes tamaños de muestra, la relación de lluvia *R* de 1 a 24 horas. Los registros fueron tomados de la estación pluviográfica de Tacubaya en México, que abarcan el periodo de 1970 a 1996. Cuando la longitud de registro es menor a 20 años, la relación *R* tiende a variar en forma significativa, y los eventos para el diseño de una obra hidráulica puede subestimarse o sobreestimarse. Para longitudes mayores a 20 años la relación *R* se estabiliza. Se concluye que es posible determinar el error que se puede cometer en la estimación de gastos de cierto periodo de retorno para el diseño de una obra hidráulica.

Influence of Length of Record in Estimation of Rain Factor *R*

Abstract

This study determines the influence of sample size in estimation of the rain factor *R* used for the design of hydraulic projects. A total of 228 pluviometric records available in Mexico were analyzed, and the one to 24 hour (*R*) relationship was determined. The records were taken at the pluviometric station of Tacubaya, Mexico, covering the period 1970 to 1996. When the recording period is less than 20 years, the *R* ratio tends to vary significantly, and events used in the design of hydraulic projects can be underestimated or overestimated. For records of longer than 20 years, the *R* ratio becomes stable. It is concluded that it is possible to determine the error incurred in the estimation of costs over a certain period of return for the design of a hydraulic project.

Keywords: *hydraulic projects, rainfall intensity, rain factor R, duration-frequency, statistical evaluation*

INTRODUCCIÓN

El diseño de una obra hidráulica está asociado a la ocurrencia de un evento hidrológico de cierto periodo de retorno. La estimación de dicho evento depende de la información disponible en el sitio que se está analizando.

Cuando existe información hidrométrica, el evento se estima a través de un análisis de frecuencias. Por otro lado, cuando la información en el sitio es escasa o nula se pueden construir modelos regionales como son el de la avenida índice, las estaciones-año, o el que emplea las técnicas de correlación y regresión múltiple (Cunnane, 1988). Esto, siempre y cuando se disponga de estaciones de aforos en cuencas vecinas, las cuales deben pertenecer a la misma región meteorológicamente homogénea.

Otra forma de estimar dichos eventos en sitios no aforados es mediante el empleo de las relaciones intensidad de lluvia-duración-periodo de retorno (idT) y la aplicación de algún modelo lluvia-escurreimiento.

La construcción de las curvas idT se realiza de acuerdo con la fuente de información disponible, ya sea pluviográfica o pluviométrica. El segundo caso es el más común en México, ya que sólo el 13% de las estaciones climatológicas cuentan con pluviógrafo.

Debido a la escasez de estaciones pluviográficas en el país, la Secretaría de Comunicaciones y Transportes ha construido mapas (SCT, 1990) de igual intensidad de lluvia para duraciones de 10, 30, 60, 120 y 240 minutos y períodos de retorno de 10, 25 y 50 años. Para duraciones y períodos de retorno mayores se ha propuesto un mapa (Mendoza, 2001) con líneas de igual coeficiente R (relación de lluvia de 1 h a 24 h), para que a través de él, y con el análisis de la lluvia máxima en 24 h se estimen las curvas idT . Sin embargo, las muestras empleadas en éste, tienen en su mayoría una longitud de registro relativamente corta, lo cual tiene un efecto importante en la variación del coeficiente R . El empleo de este factor de lluvia tiene un efecto importante en la estimación del gasto con el cual se diseñará una obra hidráulica, este hecho se demostrará más adelante.

METODOLOGÍA

Para determinar el efecto del tamaño de mues-

ra empleado para la construcción de las curvas idT , se procedió a analizar los registros de lluvia máxima para duraciones de 1 h y 24 horas. La secuencia propuesta es la siguiente:

Paso 1. Del registro de pluviógrafo se obtienen para cada año las láminas de lluvia máxima para duraciones de 1 h y 24 h.

Paso 2. Para cada una de las series, se procede a estratificar en tamaños consecutivos de 10, 15, 20 y 25 años, esto es, si una muestra tiene $N = 27$ años de registro, se pueden analizar 18 series de tamaño igual a 10 años; 13 de 15 años; 8 de 20 años, y 3 de 35 años.

Paso 3. Si el tamaño de la serie disponible fuese $N = 27$ años de registro, a cada una de las 18 series de tamaño 10; 13 de 15 años; 8 de 20 años, y 3 de 25 años se les aplica una análisis de frecuencias de eventos extremos máximos, tanto para la duración de 1 hora como la de 24 horas. Las distribuciones de probabilidad utilizadas son (Escalante y Reyes, 2002): Normal (N), Log Normal con 2 y 3 parámetros (LN2, LN3), Gamma con 2 y 3 parámetros (GM2, GM3), Log Pearson Tipo III (LP), Exponencial (E), Gumbel (G), General de Valores Extremos (GVE), Gumbel de dos poblaciones (Gumix) y Valores Extremos de dos Componentes (TCEV). Las técnicas de estimación de parámetros son Momentos (M), Máxima Verosimilitud (MV), Máxima Entropía (ME), Momentos de Probabilidad Pesada (MPP) y Momentos-L (ML).

Paso 4. Para tener un criterio uniforme se selecciona mediante el error estándar de ajuste (Kite, 1988) una sola distribución de probabilidad, la cual caracteriza a la mayoría de las muestras analizadas.

Paso 5. Para cierto periodo de retorno ($T = 10$ años) se obtienen para cada tamaño de muestra (10, 15, ..., 25 años) la relación de lluvia de 1 h a 24 h (factor R).

Paso 6. Para cada tamaño de muestra se obtienen los valores mínimo, promedio y máximo del factor R .

Paso 7. Para determinar la influencia que tiene el tamaño de muestra en la estimación del factor R , y por tanto, en el diseño de una obra hidráulica, se puede emplear la fórmula racional con ejemplos hipotéticos.

Tabla 1: Láminas de lluvia máxima para duraciones de 1 h y 24 h de la estación Tacubaya, D. F.

Año	Lluvia máxima en 1 h (mm)	Lluvia máxima en 24 h (mm)
1970	28.5	32.2
1971	39.0	75.0
1972	21.0	53.4
1973	55.7	60.2
1974	16.0	42.6
1975	35.9	51.0
1976	48.0	64.6
1977	59.9	73.4
1978	50.0	60.7
1979	30.0	47.7
1980	23.2	63.2
1981	20.0	33.8
1982	37.0	40.8
1983	43.0	54.1
1984	29.0	77.0
1985	33.0	44.4
1986	28.8	33.7
1987	14.6	42.0
1988	6.70	30.0
1989	34.2	41.7
1990	37.8	40.4
1991	34.0	60.1
1992	34.4	63.5
1993	20.0	39.5
1994	35.5	46.7
1995	31.4	51.9
1996	40.8	52.5

RESULTADOS Y DISCUSIÓN

Con la secuencia descrita en la sección anterior se analizaron los 228 registros pluviográficos disponibles en México. En particular, en la tabla 1 se presentan las láminas de lluvia de 1 h y 24 h registradas durante el periodo de 1970 a 1996 en la estación pluviográfica Tacubaya, D. F.

En este caso se deben ajustar las distribuciones de probabilidad mencionadas en el paso 3 de la sección anterior, a 18 series de 1h y 24 h de tamaño 10; 13 de 15 años; 8 de 20 años, y 3 de 25 años, y se elige la distribución de probabilidad característica de la estación climatológica mediante el criterio del error estándar de ajuste.

En la tabla 2 se muestran las relaciones R para los diferentes tamaños de muestras ana-

lizadas. La distribución de probabilidad que mejor ajustó a las láminas de lluvia de 1 h y 24 h, fue la General de Valores Extremos por la técnica de los Momentos-L (GVE-ML). En esta tabla se observa que si se estima el coeficiente R con una muestra de tamaño 10, los valores pueden variar de acuerdo con el periodo disponible de 0.606 a 0.790, y cuyo impacto se puede ejemplificar como sigue:

Si se requiere diseñar un colector pluvial, cuya área drenada fuese de $A = 10 \text{ km}^2$, y las características de la cobertura vegetal y usos de suelo arrojaran un coeficiente de escorrentamiento igual a $C_s = 0.30$; además, si el tiempo de concentración de la cuenca fuese de $d = t_c = 1 \text{ h}$, entonces, sólo se requiere estimar a partir del análisis de la lluvia máxima en 24 h aquella que corresponda al periodo de retorno, por ejemplo, $T = 10 \text{ años}$, así:

$$H_{24h}^{10 \text{ años}} = 78.3 \text{ mm}$$

y la intensidad de lluvia de 24 h asociada a ese periodo de retorno se obtiene como:

$$I_{24h}^{10 \text{ años}} = H_{24h}^{10 \text{ años}} / d = 78.3 / 24 = 3.26 \text{ mm/h}$$

Para determinar las intensidades correspondientes a 1 h de duración, se deberá multiplicar el coeficiente de lluvia R por la intensidad máxima en 24 h, así, para el primer caso se tiene:

$$I_{1h}^{10 \text{ años}} = 0.606 (3.26 \text{ mm/h}) = 1.97 \text{ mm/h.}$$

En tanto que para el segundo caso es:

$$I_{1h}^{10 \text{ años}} = 0.790 (3.26 \text{ mm/h}) = 2.57 \text{ mm/h.}$$

A partir de la fórmula racional,

$$\hat{Q}_T = 0.278 C_s I_{1h}^T A$$

El gasto estimado para un periodo de retorno de $T = 10 \text{ años}$ considerando el mínimo valor de $R = 0.606$ es:

$$\hat{Q}_{10 \text{ años}} = 0.278 (0.30)(1.97 \text{ mm/h.}) (10 \text{ km}^2) = 1.64 \text{ m}^3/\text{s}$$

Por otro lado, si se hubiese empleado la muestra de 10 años con el valor de $R = 0.790$ el gasto para el diseño del colector es:

Tabla 2: Valores del coeficiente R para diferentes tamaños de muestra de la estación Tacubaya, D.F.

Tamaño 10		Tamaño 15		Tamaño 20		Tamaño 25	
Periodo	R	Periodo	R	Periodo	R	Periodo	R
1970-1979	0.676	1970-1984	0.618	1970-1989	0.642	1970-1994	0.650
1971-1980	0.638	1971-1985	0.627	1971-1990	0.658	1971-1995	0.642
1972-1981	0.606	1972-1986	0.638	1972-1991	0.653	1972-1996	0.652
1973-1982	0.685	1973-1987	0.656	1973-1992	0.664		
1974-1983	0.675	1974-1988	0.633	1974-1993	0.652		
1975-1984	0.636	1975-1989	0.670	1975-1994	0.673		
1976-1985	0.637	1976-1990	0.694	1976-1995	0.663		
1977-1986	0.632	1977-1991	0.676	1977-1996	0.671		
1978-1987	0.638	1978-1992	0.678				
1979-1988	0.650	1979-1993	0.682				
1980-1989	0.684	1980-1994	0.700				
1981-1990	0.790	1981-1995	0.734				
1982-1991	0.788	1982-1996	0.741				
1983-1992	0.724						
1984-1993	0.719						
1985-1994	0.763						
1986-1995	0.737						
1987-1996	0.719						
Minimo	0.606		0.618		0.642		0.642
Promedio	0.688		0.672		0.659		0.648
Máximo	0.790		0.741		0.673		0.652

$$\hat{Q}_{10\text{años}} = 0.278 (0.30)(2.57 \text{ mm/h.}) \\ (10 \text{ km}^2) = 2.14 \text{ m}^3/\text{s}$$

Este último valor representa un incremento del 30% en el gasto, con referencia a aquel obtenido con el menor valor del coeficiente R .

De la misma tabla 2 se observa que conforme el tamaño de muestra se incrementa, la diferencia entre el mínimo y el máximo valor del factor R ya no es tan significativa, y que tiende a tomar un valor de 0.65. Con esta última cifra, la intensidad sería:

$$I_{10\text{años}}^{100\%} = 0.650 (3.26 \text{ mm/h.}) = 2.12 \text{ mm/h.}$$

Por lo que el gasto es:

$$\hat{Q}_{10\text{años}} = 0.278 (0.30)(2.12 \text{ mm/h.}) \\ (10 \text{ km}^2) = 1.77 \text{ m}^3/\text{s}$$

Con estos resultados se tiene que el colector pluvial pudiera estar subdiseñado en un 8% si se hubiese utilizado el registro de 1972 a 1981 para estimar el valor de R , o sobredisenado en un 21% se el valor adoptado fuese

obtenido mediante el registro del periodo 1981 a 1990.

En la tabla 3 se presentan los valores mínimo y máximo para cada tamaño de muestra analizado de algunas de las estaciones climatológicas. De esta tabla se observan grandes diferencias en el valor del coeficiente R conforme el tamaño de muestra utilizado es más pequeño, y tiende a estabilizarse al incrementarse la longitud disponible.

Si se aplica nuevamente la fórmula racional para la misma situación del ejemplo anterior pero para la estación Oaxaca, Oax., se tendría para el tamaño de muestra de 10 años y el mínimo valor de R

$$\hat{Q}_{10\text{años}} = 0.278 (0.30)(1.58 \text{ mm/h.}) \\ (10 \text{ km}^2) = 1.31 \text{ m}^3/\text{s}$$

En tanto que para el máximo valor de R

$$\hat{Q}_{10\text{años}} = 0.278 (0.30)(2.45 \text{ mm/h.}) \\ (10 \text{ km}^2) = 2.04 \text{ m}^3/\text{s}$$

Tabla 3: Variación del coeficiente R para diferentes tamaños de muestra en diferentes estaciones climatológicas que cuentan con registro pluviográfico en la República Mexicana.

Estación climatológica	Ubicación Estado Mexicano	Distribución y método de estimación	Variación de R			
			Tamaño 10	Tamaño 15	Tamaño 20	Tamaño 25
Aguascalientes	Aguascalientes	G-ML	0.450-0.570	0.481-0.542	0.504-0.524	
Cd. Constitución	Baja California Sur	G-M	0.447-0.522	0.469-0.490		
Loreto	Baja California Sur	G-M	0.530-0.795	0.558-0.584		
San Antonio	Baja California Sur	GVE-M	0.668-0.752	0.710-0.776		
Hopelchen	Campeche	G-ML	0.525-0.588	0.508-0.579	0.545-0.580	
Torreón	Coahuila	G-ML	0.568-0.755	0.562-0.701	0.622-0.663	0.596-0.625
U.A. Coahuila	Coahuila	GM3-MPP	0.519-0.724	0.587-0.647	0.622-0.659	
Chihuahua	Chihuahua	G-ML	0.469-0.649	0.531-0.583		
Tapachula	Chiapas	GM3-MPP	0.440-0.571	0.443-0.544	0.469-0.541	0.497-0.509
San Jerónimo	Chiapas	G-ML	0.499-0.834	0.576-0.692	0.640-0.653	
Pijijiapan	Chiapas	GM3-MPP	0.545-0.688	0.618-0.623		
Colima	Colima	LP3-M	0.412-0.538	0.434-0.549	0.473-0.505	
Manzanillo	Colima	G-ML	0.401-0.523	0.427-0.507	0.429-0.488	0.444-0.473
El Palmito	Durango	GM3-MPP	0.544-0.644	0.603-0.641		
Guanajuato	Guanajuato	GVE-ML	0.477-0.572	0.517-0.527		
Chilpancingo	Guerrero	GM2-ML	0.488-0.635	0.543-0.574		
Pachuca	Hidalgo	GM2-M	0.419-0.510	0.443-0.494	0.456-0.497	0.463-0.473
Guadalajara	Jalisco	GM2-ML	0.552-0.645	0.570-0.641	0.580-0.618	
Toluca	México	GM2-ML	0.445-0.613	0.488-0.564	0.510-0.544	0.508-0.523
Morelia	Michoacán	G-ML	0.489-0.682	0.528-0.595	0.508-0.544	
Cuernavaca	Morelos	GM3-MPP	0.667-0.800	0.668-0.725		
Tepic	Nayarit	GVE-ML	0.477-0.658	0.494-0.573	0.504-0.574	0.528-0.533
Linares	Nuevo León	GM3-MPP	0.366-0.669	0.408-0.607	0.469-0.574	0.499-0.531
Oaxaca	Oaxaca	GM2-ML	0.485-0.752	0.497-0.652	0.562-0.605	
Puebla	Puebla	GVE-ML	0.527-0.737	0.583-0.735	0.636-0.687	0.648-0.679
Chetumal	Quintana Roo	LN2-M	0.333-0.402	0.364-0.390	0.367-0.395	
Culiacán	Sinaloa	GM2-ML	0.576-0.621			
Río Verde	San Luis Potosí	GM3-MPP	0.306-0.432	0.327-0.423	0.343-0.391	
Cd. Obregón	Sonora	GM2-ML	0.541-0.717	0.607-0.662	0.586-0.624	
Villahermosa	Tabasco	GM3-MPP	0.490-0.634	0.502-0.578	0.535-0.586	
San Fernando	Tamaulipas	LN2-M	0.425-0.526			
Tlaxcala	Tlaxcala	GM2-ML	0.585-0.712	0.620-0.697	0.630-0.702	0.677-0.689
Tuxpan	Veracruz	GM3-MPP	0.400-0.578	0.456-0.580		
Mérida	Yucatán	G-ML	0.534-0.650	0.573-0.626	0.569-0.631	0.603-0.610
La Bufadora	Zacatecas	GVE-ML	0.359-0.511	0.440-0.478		
Cazadero	Zacatecas	G-ML	0.537-0.685	0.590-0.646	0.615-0.633	

El valor esperado de R para la máxima longitud de registro disponible es de 0.583. El gasto calculado es:

$$\hat{Q}_{\text{estados}} = 0.278 (0.30)(1.90 \text{ mm/h}) \\ (10 \text{ km}^2) = 1.58 \text{ m}^3/\text{s}$$

Lo que representaría el subdiseño del colector en un 21% al emplear el primer registro, o un sobrediseño del 29% para el segundo caso.

CONCLUSIONES

Se ha presentado un análisis que determina el error que se puede cometer en la estima-

ción de gastos de cierto periodo de retorno para el diseño de una obra hidráulica, al utilizar los coeficientes de lluvia R calculados a través del uso de muestras pequeñas.

Se observa en general que cuando se usan muestras menores a 20 años la variación del coeficiente R es alta, y tiende a estabilizarse para tamaños mayores a 20 años. De esto último se desprende la necesidad de reconstruir el mapa nacional de coeficientes R sólo considerando muestras mayores a 20 años, condición que reduciría la densidad de estaciones debido a la escasez de información disponible.

El efecto práctico de la variación del coeficiente R y su empleo en el diseño de una obra hidráulica se mostró a través de dos ejemplos. En ambos se observa que se pueden alcanzar sobrediseños del 21% o 29% con respecto a aquel que toma en cuenta la máxima longitud de registro disponible, lo que puede producir diseños más seguros pero no viables desde el punto de vista económico. O más aún, subdiseños del 8% o 21% al considerar un gasto menor con el correspondiente incremento en el riesgo de falla de la estructura.

REFERENCIAS

Escalante, C., y L., Reyes. *Técnicas estadísticas en hidrología*. Facultad de Ingeniería. Universidad Nacional Autónoma de México. México. 298 p. (2002).

Cunnane, C. *Methods and merits of regional flood frequency analysis*. *Journal of Hydrology* 100(1-4): 269-290 (1988).

Mendoza, M. *Factores de regionalización de lluvias máximas en la República Mexicana*. Tesis de maestría. Facultad de Ingeniería. Universidad Nacional Autónoma de México. México (2001).

Kite, G.W. *Frequency and risk analyses in hydrology*. Water Resources Publications. USA. 257p. (1988).

SCT, Secretaría de Comunicaciones y Transportes. *Isoyetas de intensidad-duración-frecuencia de la República Mexicana*. México (1990).

**XIV CONGRESO
ARGENTINO DE SANEAMIENTO
Y MEDIO AMBIENTE**

17 al 19 de noviembre de 2004
Buenos Aires - Argentina

Informaciones:
Ing. Juan Ignacio Recabeitia
Av. Belgrano 1580, Piso 3º
(1093) Buenos Aires - Argentina
e-mail: aidisar@aidisar.org
<http://www.aidisar.org/>

**XXX CONGRESO
INTERAMERICANO DE
INGENIERÍA SANTINARIA Y
AMBIENTAL**

01 al 05 de octubre de 2004
Punta del Este - Uruguay

Informaciones:
Ing. Alexandra Tiribocchi Barelli
Cuaréim 1492
11100 Montevideo - Uruguay
e-mail: aidis@aidis.org.uy
<http://www.aidis.org.uy/>

**XVI CONGRESO NACIONAL
DE INGENIERÍA MECÁNICA**

14 al 17 de diciembre de 2004
León - España

Informaciones:
Secretaría del Congreso
Univ. de León
Dpto. de Ing. Mecánica y Fabricación
Escuela Superior de Ingeniería
Industrial e Informática
Campus de Vegazana s/n
24071 León - España
e-mail: xvicnim@unileon.es
<http://congreso-ing-mecanica.unileon.es>

**V CONGRESO DE
ECONOMÍA AGRARIA
AGRICULTURA, ALIMENTACIÓN Y
ESPACIO RURAL EN TRANSICIÓN**

15 al 17 de septiembre de 2004
Santiago de Compostela - España

Informaciones:
Secretaría Científica
IDEGA
Univ. de Santiago de Compostela
Avda. de las Ciencias s/n
Campus Universitario Sur
15782 Santiago de Compostela - España
e-mail: vcongresoaeea@usc.es
<http://www.vcongresoaeea.org>

VII CONGRESO NACIONAL DEL MEDIO AMBIENTE

22 al 25 de noviembre de 2004
Madrid - España

Informaciones:
Instituto de la Ingeniería de España
General Arrando, 38
28010 Madrid - España
e-mail: lle@iles.es
<http://www.conama.es>

XII CONGRESO PERUANO DE GEOLOGÍA

25 al 29 de octubre de 2004
Lima - Perú

Informaciones:
Srta. Mara Barreda, SGP
A. Márquez 2277, Jesús María
(alt. Cdra. 3 Av. San Felipe)
Lima - Perú
e-mail: congreso@sgp.org.pe
<http://www.congresosgp.com/index.htm>

4º CONGRESO INTERNACIONAL DE AUTOMATIZACIÓN, SISTEMAS E INSTRUMENTACIÓN

23 al 25 de noviembre de 2004
Sao Paulo, SP - Brasil

Informaciones:
ISA-Sociedad de Instrumentación,
Sistemas y Automatización
Avenida Adolfo Pinheiro, 2464
3º. andar cjto. 33
04734.004 - Santo Amaro
São Paulo - SP, Brasil
e-mail: congresso@isashow.com.br
<http://www.isashow.com.br>

III SIMPOSIO IBEROAMERICANO SOBRE QUITIN III SIAQ

27 al 29 de septiembre de 2004
Córdoba - España

Informaciones:
Dra. Isabel González Roncero
Univ. de Córdoba
Dpto. de Genética
Campus de Rabanales, Edf. C5, 1º Planta
14071 Córdoba - España
e-mail: gegorom@uco.es

**III CONGRESO
IBEROAMERICANO DE
INVESTIGACIÓN EN CELULOSA
Y PAPEL
(CIADICYP-2004)**

10 al 12 de noviembre de 2004
Córdoba - España

Informaciones:
Luis Jiménez Alcaide
Dpto. de Ingeniería Química
Universidad de Córdoba
Alfonso XIII, 13
14071 Córdoba-España
e-mail: iq1jiall@uco.es

**15º CONFERENCIA DE
LAMINACIÓN
2º CONFERENCIA SOBRE
USOS DEL ACERO**

03 al 05 de noviembre de 2004
San Nicolás, Bs. As. - Argentina

Informaciones:
Sr. Cristian Genzano
Inst. Argentino de Siderurgia (IAS)
Av. Central y Calle 19 Oeste
(2900) San Nicolás
Buenos Aires-Argentina
e-mail: genzano@siderurgia.org.ar
<http://www.siderurgia.org.ar/>

**9º CONGRESO HISPANO-
LUSO DE INGENIERIA
ELÉCTRICA**

Junio 2005
Costa do Sol - Málaga

Informaciones:
Prof. Dr. Carlos F. R. Lemos Antunes
Dpto. de Ing. Electrotécnica
y de Computadores
Fac. de Ciencias y Tecnología
Univ. de Coimbra
Pólo II, Pinhal de Marrocos
3030-240 Coimbra-Portugal
e-mail: lemos.antunes@deec.uc.pt
<http://www.apdee.org/9chlee/>

**VII CONGRESO VENEZOLANO
DE INGENIERÍA AGRÍCOLA**

26 al 30 de octubre de 2004
Maracay, Aragua - Venezuela

Informaciones:
Prof. Roberto Villafañe
Universidad Central de Venezuela
Facultad de Agronomía
Instituto de Ingeniería Agrícola
Avda. Universidad, vía el Limón
Apdo. Postal 2101-4579
Maracay-Venezuela
e-mail: cvia@agr.ucv.ve
<http://www.avia.org.ve/>

XIV CONGRESO NACIONAL DE BIOQUÍMICA

02 al 04 de diciembre de 2004
Vilamoura - Portugal

Informaciones:
Pedro Rodrigues

Secretariado del Congreso Nacional de
Bioquímica 2004 – FCMA
Universidad do Algarve
Campus de Gambelas
8005-139 Faro - Portugal
e-mail: bq2004@ualg.pt
<http://www.ualg.pt/bq2004/index.htm>

SIMPOSIO SOBRE GEOTECNIA AMBIENTAL Y MEJORA DEL TERRENO

06 al 08 de octubre de 2004
Valencia - España

Informaciones:

Sociedad Española de Mecánica de
Suelos e Ingeniería Geotécnica
Laboratorio de Geotecnia del CEDEX
Alfonso XII, No. 3
28014 Madrid - España
e-mail: webmaster@cedex.es
<http://www.cedex.es/>

V CONGRESO CHILENO DE GEOTÉCNIA

1er. Semestre 2005
Santiago - Chile

Informaciones:

Ing. Dr. Ramon Lautaro E. Verdugo
Coordinador del Congreso
Dpto. de Ingeniería Civil
Fac. de Ciencias Físicas y Matemáticas
Univ. de Chile
Plaza Ercilla 883
Santiago - Chile
e-mail: rverdugo@ing.uchile.cl
e-mail: rverdugo@cec.uchile.cl

XVIII SEMINARIO VENEZOLANO GEOTÉCNICO

“ LA GEOTÉCNIA EN EL
DESARROLLO NACIONAL”

09 al 11 de noviembre de 2004
Caracas - Venezuela

Informaciones:

Sociedad Venezolana de Geotecnia,
Presidente del Comité Organizador
Atn. Ing. Feliciano De Santis
Edificio del Colegio de Ingenieros de
Venezuela, 3er Piso
Av. Ppal. Parque Los Caobos
Caracas 1010 - Venezuela
e-mail: fdesantis@ingenierosdesantis.com
http://www.svdg.org.ve/SVDG_Principal.html

II SIMPOSIO SOBRE BIOFÁBRICAS

09 al 11 de marzo de 2005
Medellín - Colombia

Informaciones:
Victoria I. Medina de Pérez
Escuela de Procesos y Energía
Facultad de Minas
Universidad Nacional de Colombia
Carrera 80 # 65-223
Medellín - Colombia
e-mail: biofab@unalmed.edu.co
<http://www.unalmed.edu.co/~biofab/dirigido.html>

11° CONFERENCIA INTERNACIONAL DE LA IACMAG

19 al 24 de junio de 2005
Turin - Italia

Informaciones:
Dr. M.P. Romo
Instituto de Ingeniería
Univ. Nacional Autónoma de México
Coyoacan 04510
Mexico D.F. - México
e-mail: mrromo@pumas.iingen.unam.mx
<http://www.iacmag.org/index1.html>

VI SEMINARIO MINERO INTERNACIONAL

19 al 23 de octubre de 2004
Hermosillo, Sonora - México

Informaciones:
Oficinas de la Aimmgm A.C.
Distrito Sonora
Guadalupe Victoria y Tabasco # 191
Colonia San Benito
83000 Hermosillo, Sonora - México
e-mail: expominson2004@hmo.megared.net.mx
<http://www.seminariominero.uson.mx/coordinacion.htm>

XXXIII CONGRESO DE LA AIH 7° ALHSUD ENTENDIMIENTO DEL FLUJO DEL AGUA SUBTERRANEA

11 al 12 de octubre de 2004
Zacatecas, Zac. - México

Informaciones:
Secretaria
Sandra Martinez, Thomas Hergt
Inst. de Geografía - UNAM
Circuito Exterior, Ciudad Universitaria,
Coyoacán, 04510 México, D.F.
e-mail: aih@igiris.igeograf.unam.mx
<http://www.igeograf.unam.mx/aih/indexs.html>

III CONGRESO NACIONAL DE MEDIO AMBIENTE

**11 al 17 de octubre de 2004
Salvador, BA - Brasil**

Informaciones:
Comisión Organizadora III CNMA/BA
Rua Macheral Floriano, 64
Edificio Empresarial Canela, Sala 406
Canela Salvador - Bahia - Brasil
e-mail: expogeo@bol.com.br

VIII CONGRESO INTERNACIONAL DE CIENCIAS DE LA TIERRA

**18 al 22 de octubre de 2004
Santiago - Chile**

Informaciones:
Secretaría
Instituto Geográfico Militar
Dieciocho 369, Metro Toesca
Santiago - Chile
e-mail: cct2004@igm.cl
<http://www.igm.cl/congreso.html>

VIII SIMPOSIO DE HIDROGEOLOGÍA

**18 al 24 de octubre de 2004
Zaragoza - España**

Informaciones:
Asociación Española de Hidrogeólogos
Oficina de Planificación Hidrológica
Confederación Hidrográfica del Ebro
Paseo de Sagasta, 24-26
50071 Zaragoza - España
e-mail: aeh-zaragoza2004@aeh-zaragoza2004.org
<http://www.aeh-zaragoza2004.org/>

VII SIMPOSIO INTERNACIONAL DE PROTECCIÓN CONTRA DESCARGAS ATMOSFÉRICAS

**17 al 21 de noviembre de 2004
Curitiba, PR - Brasil**

Informaciones:
Inst. de Ingeniería Eléctrica - IEE
Universidad de São Paulo
Av. Profesor Luciano Gualberto 1289
Ciudad Universitaria
05508-900 São Paulo, SP - Brasil
e-mail: sipda@iee.usp.br
<http://www.iee.usp.br/sipda>

TECHNOLOGICAL INFORMATION

VOL 15 • N° 4 • 2004

SUMMARY (continued)

Chemistry and Applications

12. Underpotential Deposition of Hydrogen on Polycrystalline Gold. G.M. Sustersic,
D. Moreno and A.E. Von Mengershausen (Argentina) 85

13. Stability of Sausages with Emulsifiers and Hydrocolloids. N.A.G. Ramos, M.E.
Farias, C. Almada and N. Crivaro (Argentina) 91

Miscellaneous

14. Accuracy and Validity of Simple Empirical Correlations for the Calculation of
Excess Enthalpies. A. Mulero, I. Cachadiña and F. Cuadros (Spain) 95

15. Influence of Length of Record in Estimation of Rain Factor R . C.A. Escalante
and L. Reyes (Mexico) 105