

ANÁLISIS DE LA INFLUENCIA DEL FLUIDO Y DE LAS CONDICIONES DE MOVIMIENTO EN LA
RESPUESTA DE LOS AMORTIGUADORES MAGNETORREOLÓGICOS

JOANES BERASATEGUI AROSTEGUI

Directores de Tesis:

Dra. María Jesús Elejabarrieta Olabarri

Dr. M. Mounir Bou-Ali Saidi



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

Departamento de Mecánica y Producción Industrial

Mondragon Unibertsitatea

Marzo 2014

Declaración de originalidad

Declaro a través de este documento que esta tesis, y el trabajo presentado en ella con sus resultados fueron hechos totalmente por mí, en el Departamento de Mecánica y Producción Industrial de la Escuela Politécnica Superior de Mondragon Unibertsitatea.

Agradecimientos

Eskerrak eman nahi dizkiet urte hauetan lan hau gauzatzeko lagundu didaten guztiei.

Quisiera agradecer en primer lugar a mis directores de tesis Mariaje y Mounir. Sinceramente, creo que este trabajo no sería posible sin vuestra implicación. Gracias a Mariaje. Por tu paciencia y dedicación. Por tu honradez y elegancia. Por tu insistencia en hacer las cosas como se deben hacer, por muy tentadores que me pareciesen los atajos. Gracias a Mounir. Por la confianza puesta en mí desde el comienzo sin apenas conocerme. Por tu atrevimiento e ilusión. Por la alegría que transmites. Los tres hemos compartido muchas horas durante estos años: ha habido momentos de alegría, muchas risas, momentos más serios, numerosas discusiones... El camino que he recorrido desde que comencé en esto de la investigación ha sido, en gran parte, gracias a vosotros.

Eskerrak baita ere Mondragon Goi Eskola Politeknikoko adiskidei, bereziki Fluidoseko taldeari. Zuen laguntza zintzoa izan dut eskatu dudako guztietan, gehienetan irribarre batez lagunduta gainera. Laborategian alaitasunez pasatako orduengatik, mila esker David, Miren, Alain, Andoni, Veci, Jon, Estela, Aitziber,...Nola ez, lan honetan beraien alea jarri dutenekin ere gogoratu nahiko nuke. Mila esker Izaro, Iker eta Leire.

Quiero agradecer al Departamento de Educación del Gobierno Vasco por la concesión de la beca de formación de investigadores BF109.44. También debo agradecer la financiación concedida a los proyectos ACTIMAT y DAFLUIN. También agradecer al Ministerio de Ciencia e Innovación por la financiación concebida al proyecto MAGNETO. Por último, también quisiera mostrar mi agradecimiento a FAGOR ELECTRODOMESTICOS y FAGOR HOMETEK por colaborar en esta tesis, especialmente gracias a Kepa, Estibaliz e Ignacio.

Gracias al Dr. Modesto T. López-López y al catedrático Juan de Dios G. López-Durán de la Universidad de Granada. Por acogerme como uno más durante mi estancia en vuestro departamento. Quisiera también recordar los buenos momentos que compartí con Ana, Laura, Raúl, Kasia, Ricardo, Mónica, Alejandro,... en los laboratorios durante mi estancia. Guardo muy buen recuerdo de Granada, principalmente, gracias a vosotros.

Eskerrak baita ere kuadrilari. Askotan hainbeste denbora zertan igarotzen nuen ez ulertuagatik ere, zuen bultzada sentitu dut behar izan dudako guztietan.

Eskerrik beroenak etxekoei. Azken lau urteetan ez da erreza izan nire umore aldaketak jasatea. Halere, beti izan dut eskura etxeko berotasuna. Zuen sostengua eta pazientzia erabat funtsezkoa izan da niretzat.

Azkenik, bihotzez eskerrak eman nahi dizkiet egunerokoan ondoan izan ditudanei. Une onak eta txarrak konpartitu ditugu elkarrekin. Momentu ahaztezin ugari. Uste dut bizi guztirako hainbat lagun oparitu didala tesi honek. Bide honek merezi izan badu, zuei esker izan da. Eskerrik beroenak Javi, Jokin, Nagore, Alaitz, Ione, Haritz, David, Alain, Kintana, Jon, Mañex,, Ainara, Jontxu, Elena, Pablo, Nuria, Mikel,... Eutsi horri!

Resumen

En esta tesis doctoral se resume la investigación realizada sobre el comportamiento magneto-hidro-dinámico de amortiguadores magnetorreológicos (MR) en base al diseño, al fluido, y a las condiciones de movimiento que se les impone. La tesis está dividida en seis capítulos: Introducción; Formulación de fluidos MR; Caracterización magnetorreológica de fluidos MR; Diseño de amortiguadores MR; Análisis del comportamiento magneto-hidro-dinámico de amortiguadores MR; y Conclusiones.

Se han formulado fluidos MR con diferentes composiciones. La concentración de los aditivos utilizados en la formulación garantiza la estabilidad coloidal de los fluidos sintetizados. Todos los aspectos relacionados con la elaboración de estos fluidos se recogen en el segundo capítulo de este documento.

El comportamiento de los fluidos MR se ha caracterizado con dos tipos de ensayos, barridos de velocidad de deformación y barridos de deformación, ambos bajo campo magnético. El análisis de los resultados obtenidos ha permitido desarrollar un nuevo modelo magnetorreológico para el régimen pre-umbral, quedando el post-umbral descrito por el modelo de Herschel-Bulkley.

En el capítulo de diseño de amortiguadores MR se describe por un lado, el diseño y la fabricación de dos prototipos de amortiguadores MR con diferente modo de trabajo: válvula y mixto, y por otro, el estudio teórico del comportamiento magneto-hidro-dinámico de ambos. En este estudio se ha determinado la fuerza de amortiguamiento teórica de los dos prototipos de amortiguadores de acuerdo con la geometría, el circuito magnético y el comportamiento reológico de los fluidos MR.

El comportamiento magneto-hidro-dinámico de los amortiguadores MR se ha analizado en función de la reología de los fluidos MR y de su modo de trabajo, así como del movimiento aplicado al amortiguador. Este análisis se ha realizado tanto experimental, como teóricamente. Los resultados obtenidos muestran que el comportamiento magneto-hidro-dinámico de los amortiguadores MR depende del tipo de movimiento al que está sometido y del fluido que contiene, pero es independiente del modo en que trabaja el fluido MR.

Laburpena

Tesi honetan motelgailu magneto-erreologikoen (MR) portaera magneto-hidro-dinamikoa aztertzen da bere diseinua, fluidoa eta ezarritako mugimendu baldintzak aintzat hartuz. Tesi hau sei kapitulutan banatzen da: Sarrera; Fluido MR-en formulazioa; Fluido MR-en karakterizazioa; Motelgailu MR-en diseinua; Motelgailu MR-en portaera magneto-hidro-dinamikoa; eta Ondorioak.

Osaketa ezberdineko fluido MR-ak formulatu dira. Erabilitako gehigarrien kontzentrazioek formulatutako fluidoaren egonkortasuna bermatu dute. Fluido hauen garapenean parte hartzen duten aspektuak dokumentu honen bigarren kapituluan biltzen dira.

Fluido MR-en portaera bi entsegu motekin karakterizatu da, deformazio eta deformazio abiadura ekortzeak, biak eremu magnetikopean. Lortutako emaitzen analisiak eredu erreologiko berri baten garapena ahalbidetu du fluidoaren ebakidura-atalase aurretiko portaera azaltzeko. Ebakidura atalase ondorengo portaera Herschel-Bulkley ereduaren arabera deskribatu da.

Motelgailu MR-en diseinua aztertzen den kapituluan, alde batetik bi motelgailu ezberdinen diseinua eta ekoizpena deskribatzen da. Motelgailu hauek fluidoaren bi lan modu ezberdin ezartzen dituzte: balbula eta mistoa. Beste alde batetik, motelgailu hauen portaera magneto-hidro-dinamiko teorikoa aztertu da. Analisi honetan bi motelgailuen indar teorikoa ezarri da hauen geometria, zirkuitu magnetikoa eta fluidoaren portaera erreologikoa kontutan hartuz.

Azkenik, motelgailu MR-en portaera magneto-hidro-dinamikoa aztertu da fluido magnetikoa, honen lan modua eta ezarritako mugimendua aintzat hartuz. Analisi hau modu esperimental zein teorikoan burutu da. Lortutako emaitzek erakutsi dute motelgailu MR-en portaera magneto-hidro-dinamikoa ezarritako mugimenduaren eta erabilitako fluidoaren arabera dela, eta ez fluidoaren lan moduaren arabera.

Abstract

In this thesis the magneto-hydro-dynamic behaviour of magneto-rheological (MR) dampers has been analysed taking into account the damper design, the inner fluid and the applied movement conditions. The thesis is divided in six chapters: Introduction; formulation of MR fluids; Magnetorheological characterization of MR fluids; Design of MR dampers; Magneto-hydro-dynamic analysis of MR dampers; and Conclusions.

MR fluids with different compositions have been formulated. The concentrations of the additives have been determined to obtain stable fluids. All the aspects referring the production of these fluids are gathered in the second chapter of this document.

The rheological behaviour of MR fluids has been characterized by two types of tests, shear rate sweeps and strain sweeps, both under a magnetic field. The obtained results have allowed developing a new rheological model for the pre-yield regime of MR fluids. The post-yield regime has been described with the Herschel-Bulkley model.

In the chapter referring the design of MR dampers, on the one hand, the design and manufacture of two MR damper with different flow modes (valve and mixed) are described. On the other hand, the theoretical analysis of the magneto-hydro-dynamic behaviour of both dampers is described. In this study the theoretical damping force of both MR dampers have been established taking into account the geometry, the magnetic circuit and the rheological behaviour of MR fluids.

The magneto-hydro-dynamic behaviour of MR dampers has been analysed according to the rheological behaviour of MR fluids, to the flow mode and to the applied type of movement. This analysis has been performed experimentally and theoretically. The obtained results have shown that the magneto-hydro-dynamic behaviour of MR dampers is determined by the applied type of movements and by the rheological behaviour of inner fluid, but is independent of the flow mode of the MR fluid.

Índice de contenidos

<i>Declaración de originalidad</i>	<i>iii</i>
<i>Agradecimientos</i>	<i>v</i>
<i>Resumen</i>	<i>vi</i>
<i>Laburpena</i>	<i>vii</i>
<i>Abstract</i>	<i>ix</i>
<i>Índice de contenidos</i>	<i>xi</i>
<i>Lista de figuras</i>	<i>xiv</i>
<i>Lista de tablas</i>	<i>xix</i>
<i>Glosario</i>	<i>xx</i>
1. Introducción	1
1.1. Motivación y enmarque de la tesis	2
1.2. Objetivo	5
2. Formulación de fluidos MR	7
2.1. Introducción	8
2.2. Composición y síntesis	10
2.3. Determinación de la concentración de los aditivos	14
2.3.1. Concentración del surfactante	14
2.3.2. Concentración del viscosizante	16
2.4. Fluidos MR con diferentes concentraciones de partículas magnéticas: estabilidad	17
2.5. Conclusiones	22
3. Caracterización magnetorreológica de fluidos MR	23
3.1. Introducción	24

3.2. Procedimiento experimental	28
3.2.1. Equipamiento	28
3.2.2. Sistema de medida	28
3.2.3. Conversión de los datos	30
3.2.4. Llenado de la muestra	30
3.2.5. Aplicación del campo magnético	31
3.3. Resultados de la caracterización magnetorreológica	33
3.3.1. Comportamiento post-umbral	33
3.3.2. Comportamiento pre-umbral	39
3.4. Conclusiones	47
4. Diseño de amortiguadores MR	49
4.1. Introducción	50
4.2. Amortiguador MR en modo válvula	54
4.2.1. Análisis del modo válvula entre placas paralelas infinitas	56
4.2.2. Régimen pre-umbral en modo válvula	58
4.2.3. Régimen post-umbral en modo válvula	63
4.3. Amortiguador MR en modo mixto	69
4.3.1. Análisis del modo mixto entre placas paralelas infinitas	72
4.3.2. Régimen pre-umbral en modo mixto	74
4.3.3. Régimen post-umbral en modo mixto	77
4.3. Conclusiones	81
5. Análisis del comportamiento magneto-hidro-dinámico de amortiguadores MR	83
5.1. Introducción	84
5.2. Amortiguador en modo válvula	87
5.3. Amortiguador en modo mixto	95
5.4. Influencia del modo de trabajo	99
5.5. Influencia del fluido MR	102
5.6. Influencia del movimiento aplicado	107
5.7. Conclusiones	118
6. Conclusiones	121
A. Métodos de conversión para la configuración de platos paralelos	127

B. Modelos reológicos post-umbral	133
C. Métodos de caracterización de amortiguadores	137
D. Caracterización de la fricción	147
Referencias bibliográficas	153

Lista de figuras

Figura 1.1 Esquema general de un amortiguador hidráulico.....	3
Figura 1.2 Definición de tareas y capítulos en esta tesis doctoral.....	6
Figura 2.1 Fluido MR compuesto por líquido portador, partículas magnéticas, viscosizante y surfactante.....	10
Figura 2.2 Imagen por microscopio electrónico de barrido Jeol JSM-5600LV de las micro-partículas de hierro CIP HS (BASF).....	11
Figura 2.3 Histograma del diámetro de las micro-partículas de hierro CIP HS (BASF).....	12
Figura 2.4 Equipos utilizados en la síntesis de fluidos MR; a) Agitador mecánico Heidolph RZR 2051; b) Agitador ultrasónico ELMA Transsonic TI-H5.....	13
Figura 2.5 Sedimentación en fluidos MR sin agregados y con agregados.....	14
Figura 2.6 Altura relativa final del sedimento en función de la concentración de surfactante para una concentración de la fase sólida del 10% en volumen.....	15
Figura 2.7 Altura relativa del sedimento en función del tiempo para diferentes concentraciones de viscosizante para una concentración de la fase sólida del 10% en volumen.....	16
Figura 2.8 Altura relativa del sedimento en función del tiempo para diferentes concentraciones de partículas magnéticas del fluido MR.....	18
Figura 2.9 Curvas de flujo para diferentes concentraciones de partículas magnéticas del fluido MR.....	19
Figura 2.10 Imagen por microscopio electrónico de barrido Jeol JSM-5600LV de la fase sólida del fluido MRF-122EG.....	19
Figura 2.11 Histograma del diámetro de la fase sólida del fluido MRF-122EG.....	20
Figura 2.12 Altura relativa del sedimento en función del tiempo para el fluido FMR _{22Fe} y para el fluido MRF-122EG.....	20
Figura 2.13 Curvas de flujo para el fluido FMR _{22Fe} y para el fluido MRF-122EG.....	21
Figura 3.1 Distribución de las partículas magnéticas en un fluido MR; a) en ausencia del campo magnético ($H = 0 \text{ kA/m}$); b) presencia de campo magnético ($H \neq 0 \text{ kA/m}$).....	24
Figura 3.2 Reograma de los modelos post-umbral de Bingham, Herschel-Bulkley & Casson y Biviscoso.....	25
Figura 3.3 Modelos constitutivos visco-elástico lineales para modelar el comportamiento pre-umbral de fluidos MR; a) Kelvin-Voight; b) Maxwell.....	26
Figura 3.4 Reómetro rotacional MCR-501 (Anton Paar) equipado con célula magnetorreológica MRD-70/1T.....	28
Figura 3.5 Configuración de medida de platos paralelos; a) vista tridimensional; b) vista superior en 2D.....	29
Figura 3.6 Plato paralelo con la superficie moleteada PP20/MRD/TI/P2; a) Foto; b) Perfil.....	29
Figura 3.7 Diferentes llenados de la muestra en la configuración de platos paralelos; a) carencia de muestra; b) exceso de muestra; c) llenado correcto.....	30
Figura 3.8 Distribución radial de la intensidad del campo magnético generado por la célula MRD-70/1T según la intensidad de alimentación del bobinado a 25°C.....	31
Figura 3.9 Campo magnético en función de la intensidad del bobinado en la posición radial $r = 7,5 \text{ mm}$	32
Figura 3.10 Ensayos post-umbral del fluido MRF-122EG a 140,1 kA/m según el tiempo de permanencia en cada punto; a) Velocidad de deformación; b) Deformación.....	34
Figura 3.11 Curvas de flujo del comportamiento post-umbral del fluido MRF-122EG a 140,05 kA/m según el punto de permanencia en cada punto.....	35

Figura 3.12 Curvas de flujo a diferentes intensidades de campo magnético de los fluidos MR a 25°C; a) FMR_5Fe; b) FMR_10Fe; c) FMR_22Fe.	36
Figura 3.13 Parámetros del comportamiento post-umbral determinados mediante el modelo de Herschel-Bulkley para los fluidos FMR_5Fe; FMR_10Fe y FMR_22Fe en función de la intensidad del campo magnético; a) Umbral de cizalladura τ_0 ; b) Consistencia K ; c) Índice de pseudo-plasticidad n	37
Figura 3.14 Curvas de flujo a diferentes intensidades de campo magnético del fluido MRF-122EG.	38
Figura 3.15 Comparación de los parámetros del comportamiento post-umbral determinados mediante el modelo de Herschel-Bulkley para el fluido FMR_22Fe y para el fluido MRF 122-EG en función de la intensidad del campo magnético; a) Umbral de cizalladura; b) Consistencia; c) Índice de pseudo-plasticidad.	38
Figura 3.16 Ensayos pre-umbral del fluido MRF-122EG a 140,1 kA/m con diferentes la velocidades de deformación; a) Velocidad de deformación; b) Deformación.	40
Figura 3.17 Ensayos de barridos de deformación del fluido MRF-122EG a 140,1 kA/m a diferentes velocidades de deformación.	40
Figura 3.18 Ensayos de barridos de deformación a diferentes intensidades de campo magnético de los fluidos MR formulados; a) FMR_5Fe; b) FMR_10Fe; c) FMR_22Fe.	42
Figura 3.19 Ensayos de barridos de deformación a diferentes intensidades de campo magnético del fluido MRF-122EG.	43
Figura 3.20 Análisis de sensibilidad del modelo pre-umbral propuesto; a) influencia parámetro τ_0 para $Kp = 0,25$; b) influencia parámetro Kp para $\tau_0 = 100$ Pa.	44
Figura 3.21 Parámetro Kp del modelo pre-umbral propuesto para los fluidos FMR_5Fe; FMR_10Fe y FMR_22Fe en función de la intensidad del campo magnético.	45
Figura 3.22 Parámetro Kp del modelo pre-umbral propuesto para los fluidos FMR_22Fe y MRF-122EG en función de la intensidad del campo magnético.	46
Figura 4.1 Ejemplo de un amortiguador MR [Dyk1996].	51
Figura 4.2 Perfiles de velocidad de un fluido Newtoniano en modo; a) cizalla; b) válvula; c) mixto.	52
Figura 4.3 Regímenes de trabajo de un amortiguador MR.	52
Figura 4.4 Prototipo de amortiguador MR en modo válvula; a) Foto; b) Esquema.	54
Figura 4.5 Flujo en modo válvula; a) esquema del sistema analizado; b) fuerzas que actúan en un diferencial del fluido.	56
Figura 4.6 Perfil de la tensión de cizalladura en modo válvula para una presión que decrece en el eje longitudinal.	57
Figura 4.7 Modelo pre-umbral propuesto en todo el rango de tensiones.	59
Figura 4.8 Análisis del régimen pre-umbral en modo válvula según la diferencia de presión; a) perfil de desplazamientos; b) volumen desplazado por unidad de anchura.	61
Figura 4.9 Perfil de desplazamiento en modo válvula en el régimen pre-umbral según el modelo propuesto; a) según el umbral de cizalladura; b) según la constante pre-umbral Kp	61
Figura 4.10 Fuerza de amortiguamiento en el régimen pre-umbral del prototipo de amortiguador en modo válvula a diferentes intensidades de campo magnético para el fluido FMR_22FE en función del desplazamiento.	63
Figura 4.11 Reograma de un fluido MR de acuerdo al modelo Herschel-Bulkley.	63
Figura 4.12 Intervalos de flujo según el estado tensional del fluido en el régimen post-umbral en modo válvula.	64
Figura 4.13 Análisis del flujo en modo válvula en el régimen post-umbral de un fluido MR de acuerdo al modelo Herschel-Bulkley según la diferencia de presión; a) perfil de velocidades; b) caudal por unidad de anchura.	66
Figura 4.14 Perfil de velocidades de un fluido tipo Herschel-Bulkley en modo válvula; a) según el umbral de cizalladura τ_0 ; b) según la consistencia K ; c) según el índice de pseudo-plasticidad n	67
Figura 4.15 Fuerza de amortiguamiento en el régimen post-umbral del prototipo de amortiguador en modo válvula a diferentes intensidades de campo magnético para el fluido FMR_22FE en función de la velocidad.	68
Figura 4.16 Prototipo de amortiguador MR en modo válvula; a) Foto; b) Esquema.	69
Figura 4.17 Simulación mediante el software FEMM del circuito magnético del amortiguador MR en modo mixto; a) modelo definido; b) líneas de flujo magnético para una intensidad de alimentación de 1,5 A; c) magnitud de la intensidad del campo magnético para una intensidad de alimentación de 1,5 A.	70

Figura 4.18 Distribución de la intensidad del campo magnético según la posición axial para una posición radial de $r = 22,5$ mm, resultados experimentales y numéricos.....	71
Figura 4.19 Esquema del sistema analizado en modo cizalla.....	72
Figura 4.20 Distribución de la tensión de cizalladura en modo mixto.....	73
Figura 4.21 Perfil de la velocidad de flujo en el modo mixto cuando $pp < p < p0$	74
Figura 4.22 Análisis del régimen pre-umbral en modo mixto según la magnitud de la diferencia de presión; a) perfil de desplazamientos; b) volumen desplazado por unidad de anchura.....	76
Figura 4.23 Análisis del régimen pre-umbral en modo mixto según la tensión de cizalladura; a) perfil de desplazamientos; b) volumen desplazado por unidad de anchura.....	76
Figura 4.24 Fuerza de amortiguamiento en el régimen pre-umbral del prototipo de amortiguador en modo mixto a diferentes intensidades de campo magnético para el fluido FMR_22FE en función del incremento del desplazamiento.	77
Figura 4.25 Determinación de los diferentes de intervalos de flujo para un fluido tipo Herschel-Bulkley en modo mixto78	
Figura 4.26 Análisis del flujo en modo mixto en el régimen post-umbral de un fluido MR de acuerdo al modelo Herschel-Bulkley según la diferencia de presión; a) perfil de velocidades; b) caudal por unidad de anchura.....	79
Figura 4.27 Análisis del flujo en modo mixto en el régimen post-umbral de un fluido MR de acuerdo al modelo Herschel-Bulkley según la la tensión de cizalla; a) perfil de velocidades; b) caudal por unidad de anchura.....	80
Figura 4.28. Fuerza de amortiguamiento en el régimen post-umbral del prototipo de amortiguador en modo mixto a diferentes intensidades de campo magnético para el fluido FMR_22FE en función de la velocidad.	80
Figura 5.1 Desplazamiento (a) y fuerza (b) del prototipo de amortiguador en modo válvula con el fluido MRF-122EG obtenidos con método Movimiento armónico impuesto con un desplazamiento máximo de 3,01 mm a 1 Hz a intensidades de campo magnético de 0 a 175,1 kA/m.....	87
Figura 5.2 Fuerza de amortiguamiento y regímenes de trabajo (pre-umbral: fondo blanco; post-umbral: fondo gris) del prototipo de amortiguador en modo válvula con el fluido MRF-122EG obtenidas con el método Movimiento armónico impuesto ($X_{max} = 1,013$ mm) a 1 Hz y a diferentes intensidades de campo magnético.....	89
Figura 5.3 Fuerza de amortiguamiento experimental y teórica del amortiguador en modo válvula con el fluido MRF-122EG ante un Movimiento armónico impuesto ($X_{max} = 1,013$ mm) a 1 Hz y una intensidad de campo magnético de 143,2 kA/m.	91
Figura 5.4 Curvas fuerza-desplazamiento experimentales y teóricas para el prototipo de amortiguador en modo válvula con el fluido MRF-122EG ante un Movimiento armónico impuesto ($X_{max} = 1,013$ mm) a 1 Hz y a diferentes intensidades de campo magnético.....	92
Figura 5.5 Curva de viscosimetría del aceite Mineral oil, pure (ACROS) experimental y teórica según un modelo reológico Newtoniano.	93
Figura 5.6 Fuerza de amortiguamiento del prototipo de amortiguador en modo válvula con el fluido Mineral oil, pure (ACROS) en función de la velocidad.	93
Figura 5.7 Curva fuerza-desplazamiento experimental y teórica para el prototipo de amortiguador en modo válvula con el fluido Mineral oil, pure (ACROS) ante un Movimiento armónico impuesto ($X_{max} = 1,013$ mm) a 1 Hz.	94
Figura 5.8 Esquema de la junta hidráulica Turcon Variseal M2 (obtenida de www.tss.trelleborg.com)	94
Figura 5.9 Fuerza de amortiguamiento del prototipo de amortiguador en modo mixto con el fluido MRF-122EG obtenida con el método Movimiento armónico impuesto a 1 Hz con un desplazamiento máximo de 3,01 mm y a intensidades de campo magnético de 0 a 25,14 kA/m.	95
Figura 5.10 Fuerza de amortiguamiento y regímenes de trabajo (pre-umbral: fondo blanco; post-umbral: fondo gris) del prototipo de amortiguador en modo mixto con el fluido MRF-122EG obtenidas con el método Movimiento armónico impuesto ($X_{max} = 1,013$ mm) a 1 Hz y a diferentes intensidades de campo magnético.....	97
Figura 5.11 Curvas Fuerza-desplazamiento experimentales y teóricas para el prototipo de amortiguador en modo mixto con el fluido MRF-122EG ante un Movimiento armónico impuesto ($X_{max} = 1,013$ mm) a 1 Hz y a diferentes intensidades de campo magnético.....	98
Figura 5.12 Análisis teórico del prototipo de amortiguador en modo mixto con el fluido MRF-122EG a 20, 5 kA/m a una velocidad del pistón de 0,03 m/s; a) Tensión de cizalladura; b) perfil de velocidades.	99
Figura 5.13 Fuerza de amortiguamiento del prototipo de amortiguador en modo mixto para el fluido MRF-122EG en función de la velocidad en el régimen post-umbral a 20,5 kA/m.	100

Figura 5.14 Fuerza de amortiguamiento adimensional de los dos prototipos de amortiguadores con el fluido MRF-122EG obtenida con el método Movimiento armónico impuesto a 1 Hz con un máximo de desplazamiento de 3,01 mm.	101
Figura 5.15 Fuerza de amortiguamiento en el prototipo de amortiguador en modo válvula con los fluidos FMR_22Fe y FMR_5Fe obtenidas con el método Movimiento armónico impuesto a 1 Hz con un máximo de desplazamiento de 1.01 mm y a diferentes intensidades de campo magnético de 0 a 175,07 kA/m.....	102
Figura 5.16 Energía disipada por ciclo del prototipo de amortiguador en modo válvula con los fluidos FMR_22Fe y FMR_5Fe en función de la intensidad del campo magnético con el método Movimiento armónico impuesto ($X_{max} = 1,01$ mm) a 1 Hz.	103
Figura 5.17 a) Fuerza de amortiguamiento en función del tiempo en el prototipo de amortiguador en modo válvula con los fluidos FMR_22Fe y FMR_5Fe obtenida con el método Movimiento armónico impuesto a 1 Hz con un máximo de desplazamiento de 1,01 mm; b) Tiempo transcurrido hasta el cambio de régimen en función de la intensidad del campo magnético.	104
Figura 5.18 Fuerza de amortiguamiento teórica adimensional en el régimen pre-umbral del prototipo de amortiguador en modo válvula con los fluidos FMR_22Fe y FMR_5Fe en función del desplazamiento a 175,07 kA/m.....	105
Figura 5.19 Fuerza de amortiguamiento en el prototipo de amortiguador en modo válvula con los fluidos MRF-122EG y FMR_22Fe obtenida con el método Movimiento armónico impuesto a 1 Hz, con un desplazamiento máximo de 1,01 mm y a diferentes intensidades de campo magnético de 0 a 175,07 kA/m.....	105
Figura 5.20 Energía disipada por ciclo del prototipo de amortiguador en modo válvula con los fluidos MRF-122EG y FMR_22Fe en función de la intensidad del campo magnético obtenida con el método Movimiento armónico impuesto ($X_{max} = 1,01$ mm) a 1 Hz.	106
Figura 5.21 a) Desplazamiento; b) Fuerza de amortiguamiento del prototipo de amortiguador en modo válvula con el fluido MRF-122EG obtenido con el método Movimiento no impuesto con una señal de alimentación de 1,0 V a 1 Hz y a diferentes intensidades de campo magnético;.....	108
Figura 5.22 Prototipo de amortiguador en modo válvula con el fluido MRF-122EG con los métodos Movimiento armónico impuesto ($X_{max} = 2.308$ mm) y Movimiento no impuesto ($V_0 = 0.75$ V) a 1 Hz a una intensidad de campo magnético de 99.47 kA/m; a) Desplazamiento; b) Velocidad; c) Fuerza de amortiguamiento.	109
Figura 5.23 Regímenes de trabajo (pre-umbral: fondo blanco; post-umbral: fondo gris) del amortiguador en modo válvula con el fluido MRF-122EG obtenidos con los métodos Movimiento armónico impuesto ($X_{max} = 2,308$ mm) y Movimiento no impuesto ($V_0 = 0,75$ V) a 1 Hz una intensidad de campo magnético de 99,5 kA/m; a) Fuerza de amortiguamiento; b) Desplazamiento; c) Velocidad.....	110
Figura 5.24 Fuerza de amortiguamiento y regímenes de trabajo (pre-umbral: fondo blanco; post-umbral: fondo gris) del amortiguador en modo válvula con el fluido MRF-122EG obtenidos con los métodos Movimiento armónico impuesto ($X_{max} = 1,013$ mm) y Movimiento no impuesto ($V_0 = 0,75$ V) a 1 Hz a diferentes intensidades de campo magnético....	111
Figura 5.25 Fuerza-desplazamiento del amortiguador en modo válvula con el fluido MRF-122EG obtenidos con el método Movimiento armónico impuesto ($X_{max} = 2,308$ mm) y el método Movimiento no impuesto ($V_0 = 0,75$ V) a 1 Hz a una intensidad de campo magnético de 99,47 kA/m.	112
Figura 5.26 Energía disipada por ciclo en función del máximo desplazamiento a 0 kA/m y 175,07 kA/m del amortiguador en modo válvula con el fluido MRF-122EG obtenida con los métodos Movimiento armónico impuesto ($X_{max} = 0,5-3$ mm) y Movimiento no impuesto ($V_0 = 0,25 - 1,0$ V) a 1 Hz.	113
Figura 5.27 Prototipo de amortiguador en modo válvula con el fluido MRF-122EG a) Desplazamiento; b) Fuerza de amortiguamiento obtenido con el método Movimiento no impuesto a 1 Hz, con una señal de alimentación de 0,75 V y con diferentes intensidades de campo magnético entre 0 y 282,5 kA/m.....	113
Figura 5.28 Máxima fuerza de amortiguamiento del amortiguador en modo válvula con el fluido MRF-122EG obtenidas con el método Movimiento no impuesto a 1 Hz con diferentes señales de alimentación a diferentes intensidades de campo magnético entre 0 y 282,5 kA/m (Fondo gris: estado de bloqueo; Fondo blanco; estado de no bloqueo).....	114
Figura 5.29 Energía disipada por ciclo del amortiguador en modo válvula con el fluido MRF-122EG obtenida con el método Movimiento armónico impuesto ($X_{max} = 1,01$ mm) y con el método Movimiento no impuesto ($V_0 = 0,75$ V) en función de la intensidad del campo magnético a 1 Hz.	115

Figura 5.30 Fuerza de amortiguamiento y regímenes de trabajo (pre-umbral: fondo blanco; post-umbral: fondo gris) del amortiguador en modo válvula con el fluido MRF-122EG obtenidos con los métodos Movimiento armónico impuesto ($X_{\max} = 0,501$ mm) y con Movimiento no impuesto ($V_0 = 0,75$ V) a 99,47 kA/m a diferentes frecuencias de excitación. 116

Figura 5.31 Curva de Fuerza de amortiguamiento y regímenes de trabajo (pre-umbral: fondo blanco; post-umbral: fondo gris) del amortiguador en modo válvula con el fluido MRF-122EG obtenido con los métodos Movimiento armónico impuesto y Movimiento no impuesto a 1 Hz, a 175,07 kA/m y con diferentes desplazamientos máximos. 117

Lista de tablas

Tabla 4.1 Configuraciones de imanes y espaciadores, e intensidades de campo magnético en el prototipo de amortiguador en modo válvula.	55
Tabla 4.2 Intensidades de campo magnético aplicadas en el prototipo de amortiguador en modo válvula.	71
Tabla 5.1 Fuerza umbral del prototipo de amortiguador en modo válvula para diferentes umbrales de cizalladura del fluido MRF-122EG obtenidos en el rango de intensidades de campo magnético de 0 a 282 kA/m.	88
Tabla 5.2 Fuerza umbral del prototipo de amortiguador en modo mixto para diferentes umbrales de cizalladura del fluido MRF-122EG obtenidas en el rango de intensidades de campo magnético de 0 a 25,1 kA/m.	96
Tabla 5.3 Fuerza umbral según la intensidad del campo magnético para el fluido FMR_5Fe.	103
Tabla 5.4 Fuerza umbral según la intensidad del campo magnético para el fluido FMR_22Fe.	104

Glosario

A_e	Área efectiva del pistón.
A_c	Área longitudinal del émbolo.
b	Eje transversal del gap.
C_i	Constante de integración.
d	Diámetro interior de la carcasa.
D	Diámetro exterior del émbolo.
E_C	Energía disipada por ciclo.
f	Frecuencia.
F	Fuerza.
F_0	Fuerza umbral.
F_p	Fuerza debida a la presión del fluido.
F_τ	Fuerza debida a la tensión de cizalladura del fluido.
F_F	Fuerza de fricción.
F_{FS}	Fuerza de fricción estática.
F_{min}	Resistencia inicial al movimiento del amortiguador MR.
G	Rigidez.
h	Altura del gap.
h_s	Altura del sedimento.
h_{s_i}	Altura del sedimento en el instante inicial.
h_{s_∞}	Altura del sedimento tras un largo tiempo.
$\frac{h_s}{h_{s_i}}$	Altura relativa del sedimento.
$\frac{h_{s_\infty}}{h_{s_i}}$	Altura relativa final del sedimento.
H	Intensidad del campo magnético.
I	Intensidad de la corriente del bobinado.
K	Consistencia.
K_p	Constante pre-umbral.
L	Longitud.
l	Eje longitudinal del conducto.
n	Índice de pseudo-plasticidad.
P_1	Presión al inicio en el conducto.

P_2	Presión al final en el conducto.
p	Diferencia de presión por unidad de longitud.
p_0	Diferencia de presión umbral por unidad de longitud.
p_p	Diferencia de presión post-umbral por unidad de longitud.
Q	Caudal.
Q/W	Caudal por unidad de anchura.
R	Radio del plato paralelo del reómetro.
r	Posición radial.
s	Desplazamiento de flujo.
t	Tiempo.
t_0	Instante del cambio de régimen.
t_i	Instante inicial.
t_p	Tiempo de permanencia en cada punto.
t_∞	Largo tempo de espera.
u	Velocidad de flujo.
V	Volumen.
V_0	Voltaje de alimentación del excitador electrodinámico.
W	Anchura del gap.
x	Desplazamiento del amortiguador.
X_{\max}	Desplazamiento máximo.
$\dot{x} = \frac{dx}{dt}$	Velocidad.
y	Posición vertical.
y_{τ_0}	Altura vertical donde $\tau = \tau_0$.
y_0	Altura vertical donde $\tau = 0$.
γ	Deformación.
$\dot{\gamma} = \frac{d\tau}{d\gamma}$	Velocidad de deformación.
$\dot{\gamma}_v$	Velocidad de deformación del umbral de cizalladura viscoso.
ΔP	Diferencia de presión.
Δy	Altura de un diferencial del fluido.
Δl	Longitud de un diferencial del fluido.
Δb	Anchura de un diferencial del fluido.
$\Delta V/W$	Variación de volumen por unidad de anchura.
Δx	Incremento de desplazamiento.
μ	Viscosidad dinámica.
μ'	Viscosidad dinámica tras el umbral de cizalladura viscoso.
τ	Tensión de cizalladura.
τ_c	Tensión de cizalla.
τ_0	Umbral de cizalladura.
τ_0'	Umbral de cizalladura viscoso.

Capítulo 1

1. Introducción

1.1. Motivación y enmarque de la tesis

Hoy en día, la calidad final de muchos productos en diferentes sectores industriales tales como la automoción, los electrodomésticos, la ingeniería civil, la aeronáutica, la bioingeniería o la aeroespacial depende en gran medida del confort de los mismos [Dix1999]. El nivel de vibraciones es un parámetro a tener en cuenta a la hora de evaluar dicho confort debido a que éste es el causante de las emisiones acústicas, el que determina la durabilidad del producto, y también, en algunos casos, el que establece la seguridad del usuario. Teniendo en cuenta todo ello, un adecuado control de las vibraciones y un comportamiento dinámico óptimo es esencial para una satisfacción del usuario final.

En aplicaciones industriales donde se dan movimientos oscilatorios no deseados es habitual utilizar sistemas de suspensión para obtener un comportamiento dinámico satisfactorio. El objetivo de estos sistemas es aislar una parte del sistema, respecto a otra que está vibrando. Los sistemas de suspensión, habitualmente, suelen estar compuestos por un elemento elástico y un elemento viscoso. El elemento elástico o resorte genera una unión elástica que posibilita una dinámica diferenciada entre la parte que vibra y la que se quiere aislar. El elemento viscoso o amortiguador disipa energía con el objetivo de controlar el movimiento y la fuerza transmitida entre las dos partes entre las que se conecta la suspensión

Dentro de los amortiguadores, los hidráulicos son los más utilizados en sectores que requieren una respuesta suave y proporcional a la velocidad [Dix1999]. Un amortiguador hidráulico consta de dos cámaras comunicadas por orificios (Figura 1.1). Ante un movimiento relativo del pistón respecto al cuerpo del amortiguador, el fluido contenido en el interior del amortiguador fluye de una cámara a otra. La energía disipada para que el flujo atravesase el orificio depende de la viscosidad del fluido, del tamaño del orificio y de la velocidad relativa del pistón.

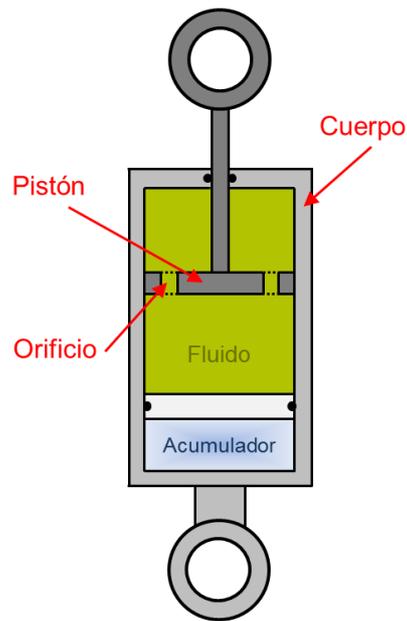


Figura 1.1 Esquema general de un amortiguador hidráulico.

El grado de amortiguación es un parámetro a definir a la hora de diseñar un sistema de suspensión, ya que éste determina como se absorben las vibraciones. En general, a frecuencias cercanas a las frecuencias de resonancia se obtiene una menor transmisión del movimiento con mayor grado de amortiguamiento. En cambio, a frecuencias superiores a las características del sistema, un bajo amortiguamiento es el que consigue una mayor atenuación del movimiento. Debido a que las frecuencias de excitación son variables en numerosas aplicaciones industriales, una óptima atenuación de las vibraciones se obtiene con una amortiguación regulable.

Algunos amortiguadores hidráulicos permiten la regulación diferenciada en compresión y extensión [Gil1992] o también en función de la velocidad de actuación [Ale2005]. No obstante, esta regulación no siempre es suficiente para obtener un comportamiento dinámico óptimo. Una alternativa para ello son los sistemas de suspensión activos [Iij1993] [Sun2012]. Estos sistemas, aunque alcanzan un comportamiento dinámico satisfactorio, presentan un alto consumo energético y elevado precio debido a que poseen un sofisticado grupo hidráulico.

Como alternativa a los sistemas activos están los amortiguadores semi-activos en los que el comportamiento se puede regular de forma continua. Según el modo de esta regulación, hay dos opciones principales. La primera, consiste en modificar la geometría del orificio de paso del fluido mediante electroválvulas, lo que permite obtener diferentes grados de amortiguamiento [Pas2003]. La segunda opción se basa en utilizar fluidos inteligentes en lugar de aceites convencionales. Estos fluidos permiten regular su comportamiento reológico, modificando el grado de amortiguamiento del sistema. La principal diferencia entre los amortiguadores que tienen electroválvula y los que contienen fluidos inteligentes es su velocidad de reacción, siendo ésta un orden de magnitud más rápida en el caso de fluidos inteligentes [Ban2003].

Los amortiguadores con fluidos inteligentes se clasifican en dos grupos principales en función del tipo de fluido. Por un lado están los fluidos electrorreológicos (ER) y por otra lado, los fluidos magnétorreológicos (MR). Los fluidos ER se componen de partículas dieléctricas en un solvente no conductor y responden ante la aplicación de un campo eléctrico [Wer2004]. Los fluidos MR son suspensiones compuestas por un líquido portador y partículas ferro-magnéticas, y se caracterizan por modificar sus propiedades reológicas ante la aplicación de un campo magnético externo [Bos2002]. La utilización de fluidos MR respecto a los ER presenta algunas ventajas como una menor energía de activación, y una mayor resistencia a las impurezas y a las temperaturas extremas [Car1994a]. Además, los fluidos MR hacen que los amortiguadores que los incluyen presenten ventajas como la simplicidad estructural, un bajo consumo energético, una alta capacidad de regulación y una respuesta segura en caso de fallo en el sistema de alimentación [Hit2006].

Gracias a estas propiedades, los amortiguadores MR se han aplicado en numerosos sectores tales como la automoción [Lin2000], la ingeniería civil [Yi2001] o los electrodomésticos [Gud2010]. No obstante el uso de los amortiguadores MR no se ha extendido debido a varias razones. Por un lado, está el fluido MR que presenta un alto coste y baja estabilidad. Por otro lado, el amortiguador MR debe ser específicamente diseñado en función de la aplicación. Este diseño implica conocer la aplicación y establecer los requisitos de su funcionamiento, los cuales determinarán, junto con el fluido MR, las características del amortiguador MR. Además, se ha de disponer de una metodología teórico-experimental de diseño, caracterización y análisis que permita obtener la respuesta del amortiguador MR en las condiciones de trabajo equivalentes a las que va a hacer frente en una aplicación industrial.

Como consecuencia de estos hechos, en esta tesis doctoral, se estudia y se establece el comportamiento magneto-hidro-dinámico de amortiguadores MR en base al fluido, al diseño y a la condición de funcionamiento que se le imponga. El conocimiento adquirido con este trabajo permitirá ampliar las aplicaciones industriales de los amortiguadores MR.

1.2. Objetivo

El objetivo principal de esta tesis doctoral es determinar la influencia del fluido y de las condiciones de movimiento en la respuesta de los amortiguadores magnetorreológicos (MR). Así, la respuesta de los amortiguadores se debe analizar según el comportamiento reológico y el modo de trabajo del fluido MR, y según las condiciones de trabajo del amortiguador MR, es decir, del tipo movimiento aplicado, de la frecuencia de excitación, de la amplitud de movimiento y de la magnitud del campo magnético.

Para el cumplimiento de este objetivo principal, se han definido los siguientes objetivos parciales:

- Determinar el comportamiento reológico de los fluidos MR.
 - o Conocer el comportamiento reológico de los fluidos MR implica su formulación y su caracterización. En el capítulo 2 de esta tesis se recoge la formulación de los fluidos MR con diferentes composiciones. Estos fluidos MR se han caracterizado en el capítulo 3 con barridos de deformación y de velocidad de deformación a diferentes campos magnéticos.
- Establecer una metodología teórico-experimental de diseño, de caracterización y de análisis de amortiguadores MR en aplicaciones industriales.
 - o Definir una metodología teórico-experimental de diseño, de caracterización y de análisis de amortiguadores MR implica el análisis magneto-hidro-dinámico de los estos amortiguadores. En el capítulo 4 de esta tesis se analiza el diseño de dos prototipos de amortiguadores MR teniendo en cuenta el modo de trabajo del fluido hidráulico, el circuito magnético y el comportamiento magnetorreológico de los fluidos MR. La respuesta magneto-hidro-dinámica de los amortiguadores MR se analiza en el capítulo 5 en base al diseño, al comportamiento magnetorreológico del fluido MR, y a las condiciones de movimiento aplicadas al amortiguador.

Un esquema de la estructura de esta tesis doctoral se definen en la Figura 1.2. Cada capítulo consta de una introducción con un breve estado del arte, una sección con el trabajo realizado y los resultados más relevantes obtenidos, y por último, un apartado con la discusión de estos resultados.

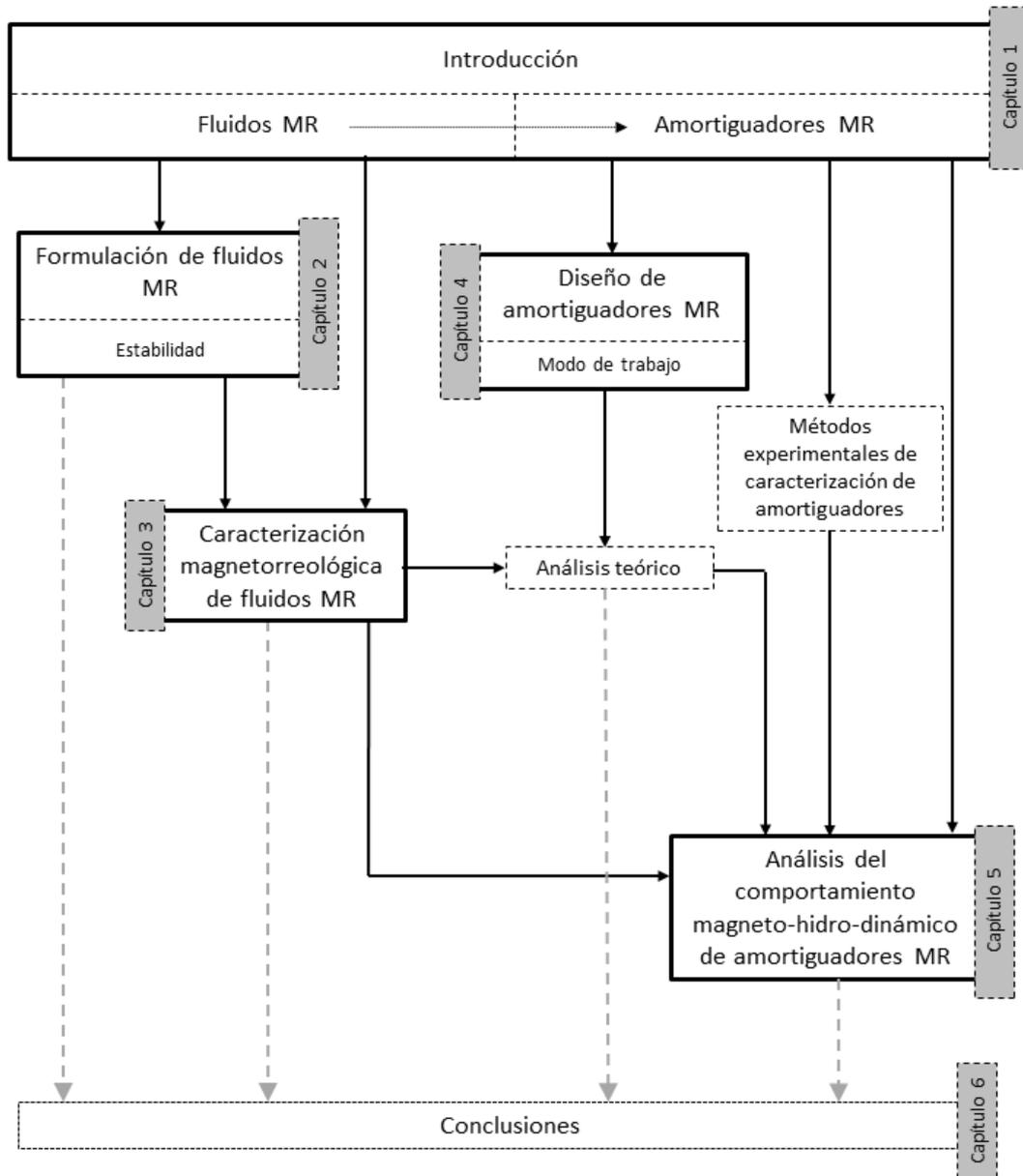


Figura 1.2 Definición de tareas y capítulos en esta tesis doctoral.

Capítulo 2

2. Formulación de fluidos MR

2.1. Introducción

Los fluidos MR son suspensiones de partículas ferromagnéticas de tamaño micrométrico en un líquido portador. Las propiedades reológicas de dichos fluidos se pueden modificar mediante la aplicación de un campo magnético externo. Por ello, estos fluidos se pueden adaptar a condiciones de trabajo variables, por lo que se consideran fluidos inteligentes [Gin1994].

Algunas corporaciones comercializan sus propias formulaciones de fluidos MR, como por ejemplo LORD [Car2000a] y BASF [Gab2011]. No obstante, el elevado precio de los fluidos MR comerciales en el mercado, limita su aplicación sólo a productos de alta gama [Wag2007]. Debido a ello, y teniendo en cuenta que el éxito de aplicación de los fluidos MR está fuertemente ligada a la estabilidad de los mismos, recientemente se han realizado numerosos estudios donde se analizan diferentes composiciones de estos fluidos para obtener fluidos MR estables y asequibles económicamente [Thu2003] [Bel2008] [Kuz2009].

La estabilidad de los fluidos MR está definida por la ausencia de agregados irreversibles entre las partículas magnéticas y por una baja velocidad de sedimentación gravitatoria [Gon2006] [Par2010]. Los agregados entre partículas magnéticas se dan cuando éstas entran en contacto directo debido a las fuerzas de atracción entre dipolos magnéticos y a las fuerzas de Van der Waals. El contacto entre partículas propicia la aparición de micro-soldaduras, hecho que implica una menor movilidad de las partículas magnéticas en el líquido portador, reduciendo el efecto MR. Por otro lado, la presencia de agregados, también aumenta la velocidad de sedimentación de las partículas y dificulta la redispersión de las mismas.

Debido a la diferencia de densidad entre la fase líquida y la fase sólida de un fluido MR, existe la posibilidad de que se dé la sedimentación gravitatoria de las partículas. En los fluidos MR el movimiento Browniano no es suficiente para que el proceso de sedimentación sea despreciable [Pap1965], al contrario que en los Ferrofluidos que están compuestos por partículas magnéticas de tamaño nanométrico. La velocidad de sedimentación en un fluido MR depende de la viscosidad del líquido portador y del tamaño, morfología y concentración de las partículas magnéticas [Hon2013].

Con el objetivo de evitar tanto los agregados como la sedimentación, a los fluidos MR se les añaden aditivos estabilizantes. Dichos aditivos estabilizantes se dividen en dos grupos principales de acuerdo a su función.

El primer grupo de aditivos estabilizantes evita los agregados irreversibles entre partículas magnéticas. Dentro de este grupo, los surfactantes son los más utilizados en la formulación de fluidos MR. Los surfactantes, también denominados tensoactivos, son moléculas con un extremo polar y otro apolar. Debido a estas características, el extremo polar del surfactante se absorbe en la superficie de las partículas, mientras el extremo apolar evita el contacto directo entre partículas mediante repulsión estérica [Lop2006]. Como alternativa a los surfactantes, algunos autores proponen el uso de recubrimientos poliméricos para evitar el contacto directo entre partículas magnéticas [Phu1999] [Cho2007]. Mediante estos recubrimientos continuos, en la superficie de las partículas magnéticas, se evitan las micro-soldadura causantes de los agregados irreversibles [Fan2010].

El segundo grupo de aditivos estabilizantes tiene como objeto reducir la sedimentación gravitatoria de las partículas magnéticas. Para ello, una estrategia común es aumentar la viscosidad del líquido portador mediante aditivos viscosizantes o espesantes [Kim2008] [Dur2008a]. Una alternativa a los aditivos viscosizantes, son los agentes gelificantes o tixotrópicos. Estos agentes forman una estructura tipo gel en el líquido portador que rodea a las partículas magnéticas dificultando la sedimentación [Car1994a]. Según Gómez-Ramírez el uso de aditivos tixotrópicos, aunque evitan la sedimentación de las partículas en reposo, dificultan la redispersión y empeoran las propiedades magnetorreológicas del fluido [Gom2011].

La estabilidad de los fluidos MR se determina mediante ensayos de sedimentación, penetrometría y redispersión. Los ensayos de sedimentación permiten evaluar tanto la cantidad de agregados irreversibles, como la velocidad de sedimentación [Lop2006]. Estos ensayos, en general, destacan por su simplicidad de ejecución y por el poco equipamiento que requieren. Por ello, son una herramienta muy utilizada para evaluar la estabilidad de los fluidos MR.

En este capítulo se recoge el trabajo realizado para formular fluidos MR estables con diferentes concentraciones de partículas magnéticas. Para ello, en primer lugar, se seleccionan los componentes de la formulación y se establece el procedimiento de síntesis. A continuación, se recoge el proceso seguido para la optimización de la composición de un fluido MR con una determinada concentración de la fase sólida. Este proceso se ha realizado en dos fases. En la primera fase, se optimiza la concentración del surfactante para evitar agregados irreversibles, y en la segunda fase, se determina la concentración idónea del viscosizante para minimizar la sedimentación de las partículas magnéticas. Una vez halladas las concentraciones óptimas del surfactante y viscosizante para una concentración determinada de partículas, se formulan fluidos MR con diferentes concentraciones de partículas magnéticas y se evalúa su estabilidad comparando los resultados con los obtenidos para un fluido MR comercial. Hay que destacar que el trabajo realizado en la formulación de fluidos MR se ha colaborado con el grupo de investigación Física de Interfases y Sistemas Coloidales del Departamento de Física Aplicada de la Universidad de Granada.

2.2. Composición y síntesis

La composición seleccionada de fluidos MR consta de un líquido portador, partículas magnéticas, viscosizante y surfactante (Figura 2.1).

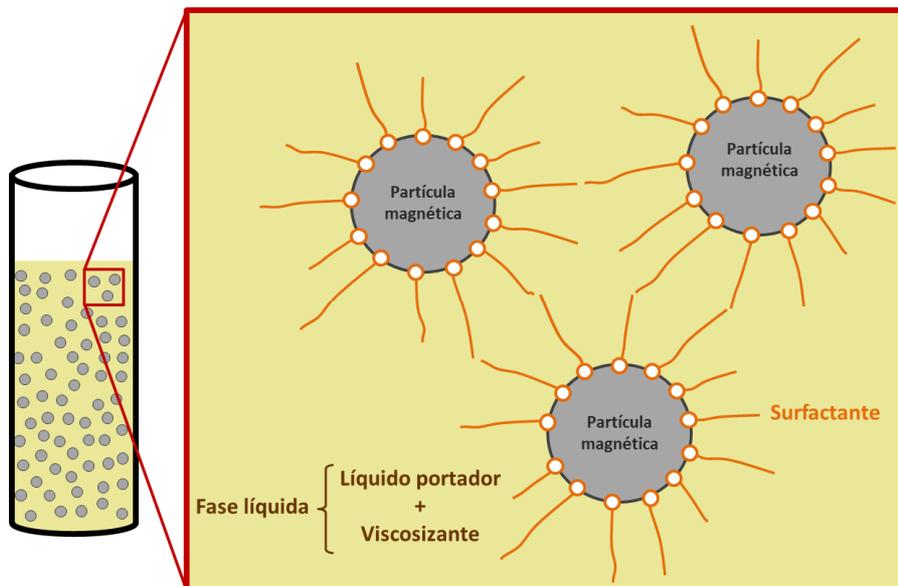


Figura 2.1 Fluido MR compuesto por líquido portador, partículas magnéticas, viscosizante y surfactante.

La función del líquido portador es dotar a los fluidos MR de un medio líquido donde las partículas magnéticas estén dispersas. Por ello, es importante que los fluidos portadores tengan buenas propiedades lubricantes. Aunque se ha estudiado la posibilidad de utilizar líquidos acuosos [Dur2008b] e iónicos [Rod2011] para la obtención de fluidos magnéticos estables, para aplicaciones industriales lo más común es utilizar un líquido oleoso como pueden ser los aceites minerales o aceites de silicona [Car1994a]. Los aceites minerales sintéticos son químicamente neutros, económicos y además abarcan un amplio rango de viscosidades. Por ello, los aceites minerales sintéticos son utilizados habitualmente para la formulación de fluidos MR.

De acuerdo con el objetivo de este trabajo, el aceite mineral seleccionado ha sido suministrado por Repsol con una densidad de $0,845 \pm 0,001 \text{ g/cm}^3$ determinada mediante Densímetro Anton Paar DMA 500 y una viscosidad de $13,8 \pm 0,36 \text{ mPa}\cdot\text{s}$ a $25 \text{ }^\circ\text{C}$ (calculada para una rampa de velocidad de deformación entre 500 y 800 s^{-1} mediante el reómetro rotacional MCR-501 de Anton Paar utilizando la configuración de platos paralelos de 20 mm de diámetro).

Por su parte, las partículas magnéticas deben presentar una alta permeabilidad magnética y bajos niveles de coercividad magnética ante un campo magnético externo [Luo2007]. Los materiales ferromagnéticos son los materiales que cumplen con dichos requisitos. Entre los materiales ferromagnéticos, el hierro presenta una elevada permeabilidad magnética y un precio económico. Por ello, el material más común para la formulación de los fluidos MR son partículas de hierro de alta dureza [Gen2002]. En cuanto al tamaño de las partículas, se utilizan partículas de tamaño micrométrico. Este tamaño permite, en contraste con las partículas nanométricas de los ferrofluidos, que las partículas presenten más de un dominio magnético, incrementando de este modo la respuesta de los fluidos MR ante un campo magnético aplicado. Por otro lado, un tamaño mayor de las partículas acelera el proceso de sedimentación [Cha2002], por lo que es necesario encontrar un equilibrio entre la respuesta magnetorreológica y la estabilidad del fluido MR. En este trabajo se han seleccionado micro-partículas de hierro carbonilo de alta pureza CIP HS (BASF). Estas partículas, utilizadas previamente en la formulación de fluidos MR [Kim2008] [Bom2007], son obtenidas mediante descomposición química del hierro pentacarbonilo, y presentan una pureza superior al 97,5 % y tienen una densidad de $7,65 \text{ g/cm}^3$. La caracterización de la morfología y del tamaño de las partículas magnéticas se ha realizado mediante el microscopio electrónico de barrido Jeol JSM-5600LV, en el que se ha utilizado la configuración de electrones secundarios un potencial de aceleración de 15 kV, una distancia de trabajo de 11 mm y un *spot size* de 17 (Figura 2.2).

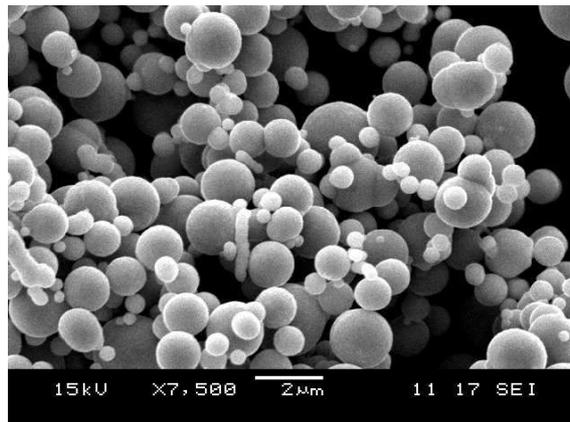


Figura 2.2 Imagen por microscopio electrónico de barrido Jeol JSM-5600LV de las micro-partículas de hierro CIP HS (BASF).

Tal y como se aprecia en la Figura 2.2 las partículas magnéticas presentan una forma esférica. El diámetro de las partículas se muestra en el histograma de la Figura 2.3. La distribución del diámetro de las partículas magnéticas se aproxima a una distribución gaussiana con un diámetro medio de $1,09 \mu\text{m}$ y una desviación estándar de $0,47 \mu\text{m}$.

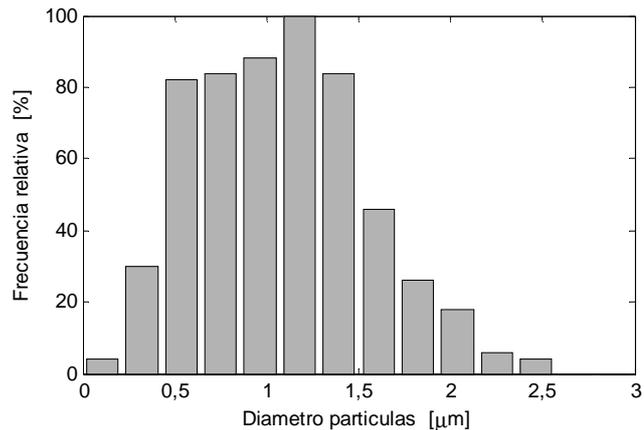


Figura 2.3 Histograma del diámetro de las micro-partículas de hierro CIP HS (BASF).

Con el objetivo de evitar los agregados irreversibles se ha seleccionado el surfactante diestearato de aluminio, AlSt, de calidad técnica (Fluka). Este surfactante, con fórmula $\text{C}_{36}\text{H}_{71}\text{AlO}_5$, es una sal de ácido graso saturado con cabeza polar positiva y una cola no polar. La cabeza de la sal se adhiere a la superficie de las partículas magnéticas y las colas evitan el contacto entre partículas mediante la repulsión estérica (Figura 2.1).

Para impedir la sedimentación se ha seleccionado el viscosizante Lubrizol® 3702. Este aditivo se utiliza habitualmente como modificador de la viscosidad de aceites en el sector de la automoción y presenta una densidad de $0,954 \pm 0,022 \text{ g/cm}^3$ a $25 \text{ }^\circ\text{C}$ determinada por el densímetro Anton Paar DMA 500) y una viscosidad de $4510 \pm 345 \text{ mPa}\cdot\text{s}$ a 25°C calculada para una rampa de velocidad de deformación entre 500 y 800 s^{-1} mediante el reómetro rotacional MCR-501 de Anton Paar con la configuración de platos paralelos de 20 mm de diámetro.

A continuación se detalla el procedimiento de síntesis de los fluidos MR formulados. En primer lugar se debe obtener una fase líquida uniforme que contenga el líquido portador, el surfactante y el viscosizante. A continuación se añaden las partículas de forma progresiva aplicando una agitación mecánica continua. Para la preparación de las concentraciones de los diferentes elementos se han utilizado las balanzas de precisión GRAM VSI-4500 (resolución de $0,01 \text{ g}$) y GRAM VXI-310 (resolución de $0,1 \text{ mg}$).

El procedimiento de síntesis parte de la cantidad correspondiente de aceite mineral. A continuación se añade el viscosizante en la concentración apropiada y se aplica agitación mecánica mediante el agitador Heidolph RZR 2051 (Figura 2.4.a) hasta obtener una mezcla homogénea. De la mezcla del aceite mineral y del viscosizante se obtiene la fase líquida del fluido MR con la viscosidad deseada para evitar la sedimentación.



a)



b)

Figura 2.4 Equipos utilizados en la síntesis de fluidos MR; a) Agitador mecánico Heidolph RZR 2051; b) Agitador ultrasónico ELMA Transsonic TI-H5.

A continuación se añade el surfactante en la concentración adecuada y se le aplica nuevamente agitación mecánica mediante el agitador Heidolph RZR 2051. Manteniendo esta agitación mecánica continua, se añade de forma progresiva la fase sólida en la cantidad deseada. Una vez incorporadas la totalidad de partículas magnéticas, se aplica a la muestra ciclos de ultrasonidos mediante el agitador ultrasónico ELMA Transsonic TI-H5 (Figura 2.4.b). Por último, se aplica de nuevo agitación mecánica durante un tiempo aproximado de 12 horas mediante el agitador Heidolph RZR 2051.

2.3. Determinación de la concentración de los aditivos

La determinación de la concentración de los aditivos se ha realizado en dos fases. En la primera fase se ha optimizado la concentración del surfactante con el objetivo de evitar los agregados irreversibles. En la segunda fase, se ha obtenido la concentración óptima del viscosizante para obtener una sedimentación de partículas admisible. La determinación de la concentración de los aditivos se ha realizado fijando la concentración de las partículas magnéticas en una concentración del 10 % en volumen.

2.3.1. Concentración del surfactante

Se conoce que un fluido MR sin agregados presenta una altura menor de sedimento que un fluido MR con agregados, debido a que los agregados crean estructuras entre las partículas que dificultan la completa sedimentación de la fase sólida [Gom2011]. En la Figura 2.5 se compara la sedimentación de dos fluidos MR, uno sin agregados y otro con agregados. En el instante inicial t_i ambos fluidos presentan la misma altura de sedimento h_{s_i} . Tras un largo tiempo de espera, t_∞ , los dos fluidos presentan una altura de sedimento h_{s_∞} diferente, siendo la altura de sedimento mayor en el fluido MR con agregados (Ec. 2.1).

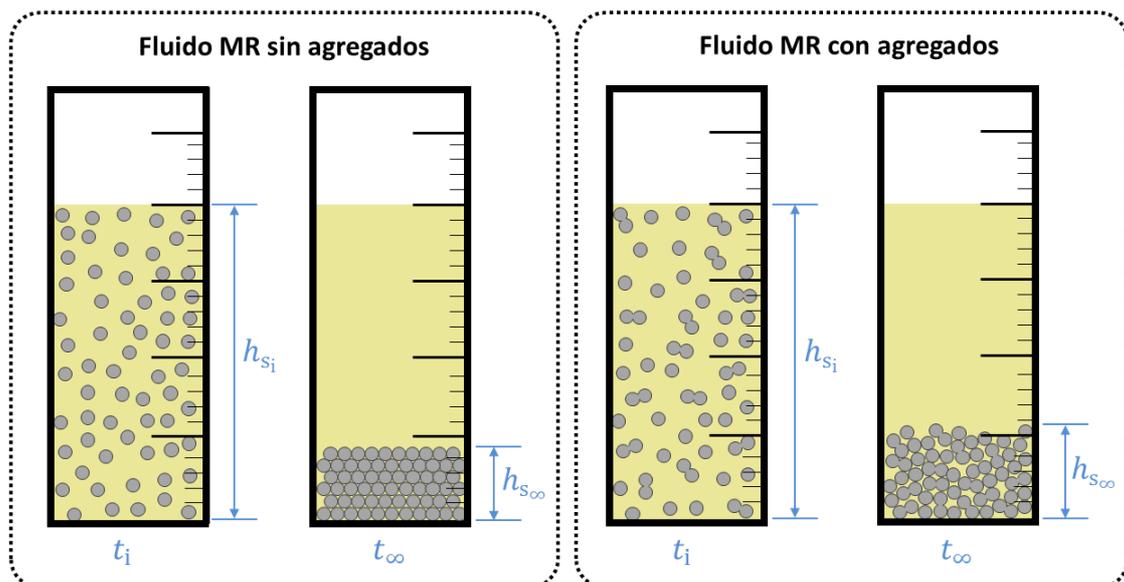


Figura 2.5 Sedimentación en fluidos MR sin agregados y con agregados.

$$\left(\frac{h_{s\infty}}{h_{s_i}}\right)_{\text{Sin agregados}} < \left(\frac{h_{s\infty}}{h_{s_i}}\right)_{\text{Con agregados}}$$

Ec. 2.1

Por tanto, la concentración óptima del surfactante es aquella que minimice la altura final del sedimento. Se han preparado diferentes muestras de fluido MR todas con un volumen final de 5 cm³, con una concentración del 10 % en volumen de partículas magnéticas y con diferente concentración de surfactante. Con el fin de determinar la altura del sedimento una vez que haya terminado el proceso de sedimentación, en la preparación de estas muestras no se ha añadido viscosizante, reduciendo de este modo el tiempo de realización del ensayo.

Para las concentraciones estudiadas en esta tesis doctoral, el volumen del surfactante para la obtención de 5 cm³ de fluido MR es como máximo de 9,24·10⁻³ cm³. Debido a que la cantidad de este aditivo es muy pequeña, su volumen se ha despreciado en la composición y la cantidad de aceite mineral es 3,8025 g (4,5 cm³) y la de hierro 3,825 g (0,5 cm³). La concentración del surfactante se define en relación a la cantidad de partículas magnéticas (mg de AlSt/g de Fe). En la Figura 2.6 se muestra la altura relativa final del sedimento según la concentración del surfactante. Para cada concentración del surfactante se han realizado tres ensayos de sedimentación con una resolución del 2% en la medida de la altura del sedimento.

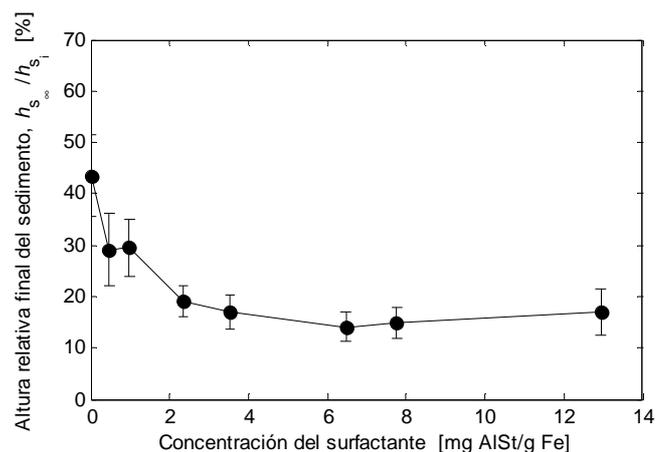


Figura 2.6 Altura relativa final del sedimento en función de la concentración de surfactante para una concentración de la fase sólida del 10% en volumen.

Según los resultados obtenidos, cuando no se añade ninguna cantidad de surfactante, la altura final del sedimento es muy elevada (43,5 %), debido al alto número de agregados irreversibles. Aumentando la cantidad de surfactante, la altura relativa del sedimento disminuye, obteniendo la altura mínima del sedimento del 14,1 % con una concentración de estearato de aluminio de 6,51 mg de AlSt/g de Fe, concentración óptima del surfactante para evitar los agregados entre partículas magnéticas. Con concentraciones de surfactante superiores a 6,51 mg de AlSt/g de Fe la altura final del sedimento se incrementa ya que el exceso de surfactante se organiza en forma de micelas y estas se depositan sobre el sedimento de partículas magnéticas.

2.3.2. Concentración del viscosizante

Una vez establecida la cantidad óptima del surfactante, se ha optimizado la concentración del viscosizante con el objetivo de obtener una sedimentación lenta. Para ello, se ha establecido que la sedimentación de las partículas magnéticas sea mínima en un tiempo superior a 50 horas. Se han preparado muestras de fluido MR con un volumen total de 5 cm^3 y una concentración del 10 % de micro-partículas de hierro (3,825 g) y la concentración óptima del surfactante (6,51 mg de AIST/ g de Fe). El restante del volumen ($4,5 \text{ cm}^3$) se obtiene con la mezcla de aceite mineral y Lubrizol® 3702. La concentración del viscosizante, c_v , se define como la cantidad de Lubrizol® 3702 entre la cantidad de aceite mineral (mg de Lubrizol/g de aceite mineral). En la Figura 2.7 se muestra la evolución de la sedimentación para las diferentes muestras de fluido MR con un 10% de partículas preparadas con diferentes cantidades de viscosizante. Para cada concentración de viscosizante se han realizado tres ensayos de sedimentación con una resolución del 2% en la medida de la altura del sedimento.

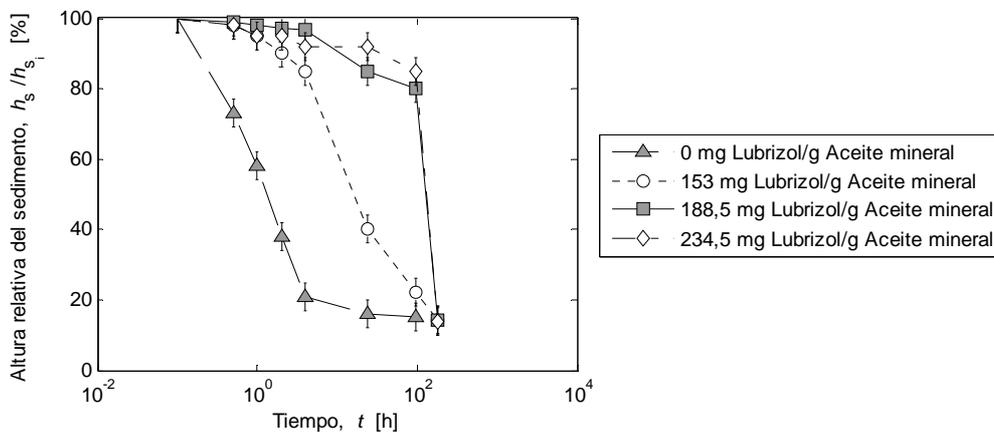


Figura 2.7 Altura relativa del sedimento en función del tiempo para diferentes concentraciones de viscosizante para una concentración de la fase sólida del 10% en volumen.

En la muestra sin viscosizante, la sedimentación de las partículas se da desde el primer instante y finaliza en cuestión de pocas horas. Según aumenta la concentración de viscosizante, la sedimentación de las partículas se ralentiza. La muestra con 188,5 mg de Lubrizol/g de aceite mineral presenta una sedimentación mínima a las 50 horas. Con concentraciones superiores a dicha concentración las variaciones en la curva sedimentación son escasas, por lo tanto se define como concentración óptima de viscosizante 188,5 mg de Lubrizol/g de aceite mineral.

La altura relativa final del sedimento obtenida en estos ensayos, entre 13,8 y 15,1 %, se corresponde con la obtenida en los ensayos realizados para la optimización de la concentración del surfactante. Este hecho indica que la cantidad de agregados no se ve afectada con el uso de aditivos viscosizantes.

2.4. Fluidos MR con diferentes concentraciones de partículas magnéticas: estabilidad

Una vez determinadas las concentraciones de los aditivos en un fluido con un 10 % de micro-partículas magnéticas, se han adecuado las cantidades del surfactante y del viscosizante para obtener fluidos MR con diferentes concentraciones de partículas magnéticas. La cantidad del surfactante es proporcional a la cantidad de partículas magnéticas debido a que este aditivo se absorbe en la superficie de las partículas [Gom2011]. Por ello, la concentración de 6,51 mg de AlSt/g de Fe se considera efectiva para la formulación de fluidos MR con diferentes concentraciones de partículas magnéticas.

En cuanto a la concentración del viscosizante, considerando que la sedimentación de cada partícula individual es dependiente de la viscosidad del líquido portador, la viscosidad de la fase líquida obtenida para el fluido con 10 % de partículas se considera válida también para otras concentraciones de partículas magnéticas. De este modo, se ha establecido la concentración de viscosizante en 188,5 mg de Lubrizol/g de aceite mineral.

Se han formulado cuatro fluidos MR con concentraciones de partículas magnéticas de 5; 10; 15 y 22 % en volumen. En la Tabla 2.1 se recogen las cantidades de los componentes utilizados para obtener 5 mL de fluido MR. La nomenclatura de estas composiciones alude a la concentración en volumen de la fase sólida. Las masas de aceite mineral y viscosizante mantienen la proporción entre ellas, pero ambas masas disminuyen al aumentar la concentración de partículas magnéticas. La masa de hierro, al igual que la masa de surfactante, aumenta proporcionalmente según la concentración de la fase sólida del fluido MR.

Tabla 2.1 Concentración de partículas magnéticas y masa de los componentes para la formulación de 5 mL de los fluidos formulados.

Designación	Concentración partículas [% en volumen]	Masa aceite mineral [g]	Masa Lubrizol [g]	Masa Fe [g]	Masa AlSt [g]
FMR_5Fe	5	3,439	0,648	1,9125	0,0125
FMR_10Fe	10	3,258	0,614	3,825	0,025
FMR_15Fe	15	3,077	0,580	5,7375	0,0375
FMR_22Fe	22	2,824	0,532	8,415	0,055

A continuación se comparan las curvas de sedimentación de los diferentes fluidos MR formulados. Dichas curvas de sedimentación se relacionan con las curvas de flujo de cada fluido. Posteriormente, se compara la estabilidad del fluido FMR_22Fe con un fluido MR comercial que presenta la misma concentración de la fase sólida. En la Figura 2.8 se muestran las curvas de sedimentación en función del tiempo de los diferentes fluidos formulados. Para cada fluido MR formulado se han realizado tres ensayos de sedimentación con una resolución del 2% en la medida de la altura del sedimento.

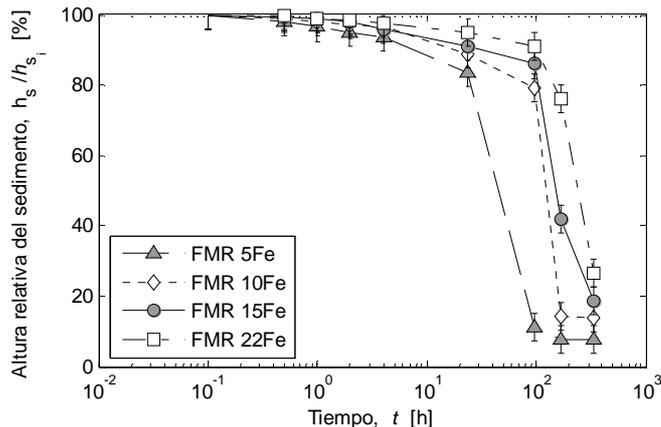


Figura 2.8 Altura relativa del sedimento en función del tiempo para diferentes concentraciones de partículas magnéticas del fluido MR.

Aunque la viscosidad de la fase líquida es la misma para los distintos fluidos MR formulados, la velocidad de sedimentación se reduce cuanto mayor sea la concentración de las partículas magnéticas. Esto se debe a que la fricción entre partículas magnéticas disminuye la movilidad de las mismas, reduciendo la velocidad de sedimentación.

Este hecho también se aprecia en las curvas de flujo. Estas curvas se han obtenido mediante el reómetro rotacional Anton Paar MCR-501 con la configuración de platos paralelos (PP20-MRD) y control de temperatura a 25 °C con el baño de agua Julabo F-25. A las muestras se les ha aplicado una rampa logarítmica de velocidad de deformación de 68 puntos entre 0,01 y 79,5 s⁻¹ con un tiempo de permanencia en cada punto de 3 segundos. En la Figura 2.9 se muestran los resultados obtenidos para los distintos fluidos MR formulados con diferentes concentraciones de partículas micro-magnéticas de hierro.

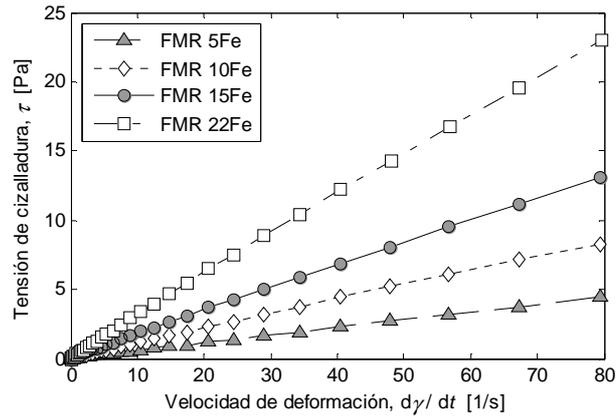


Figura 2.9 Curvas de flujo para diferentes concentraciones de partículas magnéticas del fluido MR.

De acuerdo con los resultados obtenidos, se aprecia que las tensiones de cizalladura aumentan en función de la concentración de las partículas magnéticas. Esto se debe a que, en una suspensión, la viscosidad aparente aumenta de acuerdo con la concentración de partículas [Bar2003]. Ese aumento de la viscosidad aparente en función de la cantidad de partículas magnéticas se traduce, tal y como se ha mostrado en la Figura 2.8, en una velocidad de sedimentación más lenta.

Por último, se compara la estabilidad del fluido FMR_22Fe y del fluido MR comercial MRF-122EG (LORD). Ambos fluidos MR presentan una misma concentración de la fase sólida del 22% en volumen.

Previo al análisis de estabilidad de los dos fluidos mencionados, se ha realizado la caracterización de la morfología y del tamaño de la fase sólida del fluido MRF-122EG. Para ello, en primer lugar, las partículas magnéticas de dicho fluido se han separado de la fase líquida mediante la centrifugadora Avanti J-E (Beckman Coulter). Posteriormente, las partículas magnéticas se han lavado con acetona y se ha procedido al secado hasta obtener un polvo seco de las mismas. Las partículas obtenidas se han caracterizado mediante el microscopio electrónico de barrido JSM-5600LV (Jeol) en el que se ha utilizado la configuración de electrones secundarios con un potencial de aceleración de 20 kV, una distancia de trabajo de 20 mm y un *spot size* de 20. En la Figura 2.10 se puede apreciar una imagen por microscopio electrónico de barrido de la fase sólida del fluido MRF-122EG.

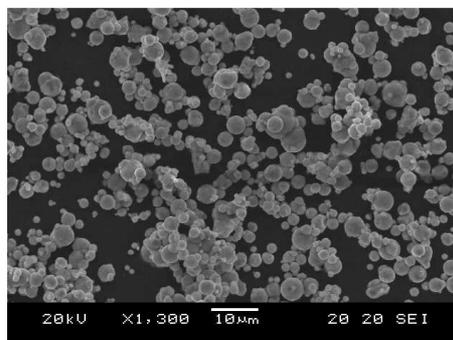


Figura 2.10 Imagen por microscopio electrónico de barrido Jeol JSM-5600LV de la fase sólida del fluido MRF-122EG.

La fase sólida del fluido MRF-122EG está compuesta por partículas de forma esférica y tamaño micrométrico. En la Figura 2.11 se muestra el histograma del diámetro partículas de dicho fluido. Se aprecia que la distribución del diámetro de las partículas se aproxima a una distribución gaussiana con un tamaño medio de $2,36 \mu\text{m}$ y una desviación estándar de $1,04 \mu\text{m}$. Este diámetro es mayor que el obtenido para las partículas CIP HS de Basf, que presentan un diámetro medio de $1,09 \mu\text{m}$ y una desviación estándar de $0,47 \mu\text{m}$ (Figura 2.2).

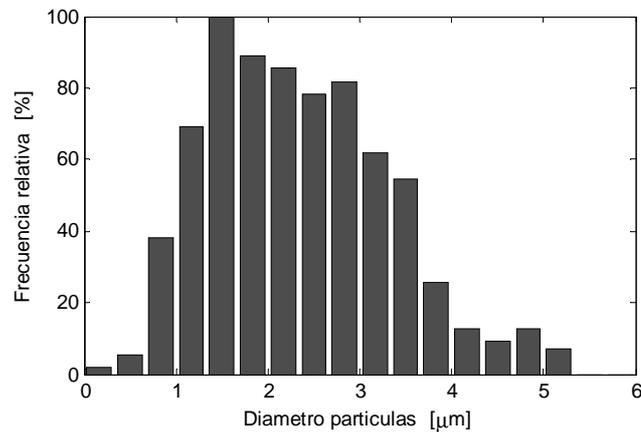


Figura 2.11 Histograma del diámetro de la fase sólida del fluido MRF-122EG.

En la Figura 2.12 se comparan las curvas de sedimentación del fluido FMR_22Fe formulado en este trabajo y del fluido MR comercial MRF-122EG. Para cada fluido se han realizado tres ensayos de sedimentación con un resolución del 2% en la medida de la altura del sedimento.

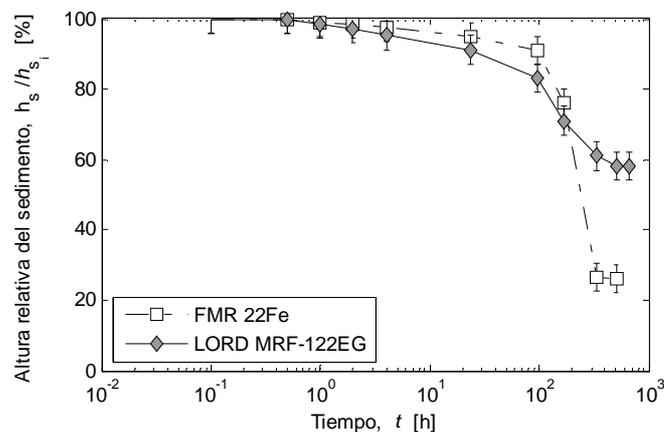


Figura 2.12 Altura relativa del sedimento en función del tiempo para el fluido FMR_22Fe y para el fluido MRF-122EG.

El fluido MRF-122EG presenta una mayor velocidad de sedimentación para tiempos de espera inferiores a 100 horas, tal y como se puede apreciar en la Figura 2.12. Este hecho se debe al mayor tamaño de partículas que presenta dicho fluido (diámetro de $2,36 \pm 1,04 \mu\text{m}$) comparado con las partículas utilizadas en el fluido FMR_22Fe (diámetro de $1,09 \pm 0,47 \mu\text{m}$), ya que un mayor tamaño de partícula acelera el proceso de sedimentación en los fluidos MR [Cha2002]. En cambio, cuando se superan las 200 h de tiempo de espera, la sedimentación del fluido MRF-122EG se hace más lenta. Por otro lado, mientras que en el fluido FMR_22Fe la altura relativa final del sedimento se

aproxima a la concentración de la fase sólida ($h_s/h_{s_i} = 26,1\%$), la altura final del sedimento del fluido MRF-122EG es muy elevada ($h_s/h_{s_i} = 58,1\%$). Este dato, aunque se podría justificar con una elevada presencia de agregados irreversibles (Figura 2.5), parece indicar el uso de agentes gelificantes en la formulación del fluido MRF-122EG [Car1994a].

Para confirmar el uso de agentes gelificantes en el fluido MRF-122EG se ha obtenido la curva de flujo de dicho fluido mediante el reómetro rotacional Anton Paar MCR-501 con la configuración de platos paralelos (PP20-MRD) y control de temperatura a 25 °C mediante un baño de agua Julabo F-25. A la muestra se le ha aplicado una rampa logarítmica de velocidad de deformación de 45 puntos entre 0,01 y 64,2 s⁻¹ con un tiempo de permanencia en cada punto de 3 s. En la Figura 2.13 se comparan las curvas de flujo del fluido FMR_22Fe y del fluido MRF-122EG.

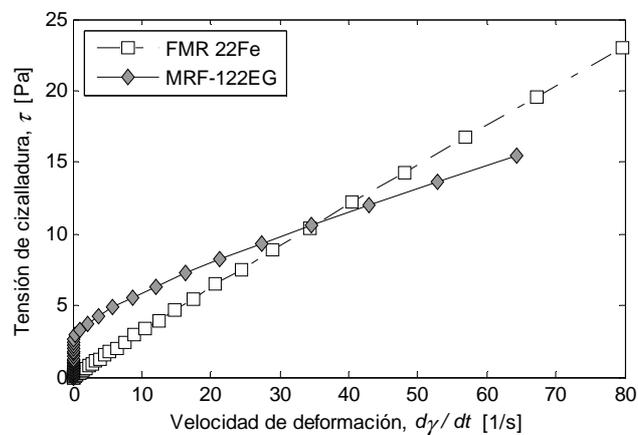


Figura 2.13 Curvas de flujo para el fluido FMR_22Fe y para el fluido MRF-122EG.

En la Figura 2.13 se puede apreciar que el fluido FMR_22Fe presenta un umbral de cizalladura prácticamente nulo, mientras que el fluido MRF-122EG presenta un umbral de cizalladura cercano a 2,5 Pa. La existencia de un umbral en la curva de flujo confirma el uso de agentes gelificantes en la formulación del fluido MRF-122EG. Este umbral implica que es necesario aplicar un esfuerzo mínimo para que se dé un flujo de la suspensión. Aunque la sedimentación de partículas se reduce para grandes tiempos de espera gracias al umbral de cizalladura (Figura 2.13), este umbral es una limitación para algunas aplicaciones industriales de los fluidos MR en qué es necesaria un comportamiento Newtoniano en ausencia de campo magnético. Además el uso de agentes gelificantes dificulta la redispersión de las partículas debido a que la estructura tipo gel limita la movilidad de las partículas [Gom2011].

2.5. Conclusiones

Los resultados obtenidos en este capítulo, cumplen el objetivo del mismo: formular fluidos MR estables con diferentes concentraciones de partículas magnéticas.

En la consecución de este trabajo también se han obtenido las siguientes conclusiones:

- El uso de surfactante con cabeza polar y cola no polar evita los agregados entre partículas magnéticas. La concentración óptima del surfactante, para evitar la mayor cantidad posible de agregados, se ha obtenido mediante ensayos de sedimentación.
- El uso de aditivos viscosizantes reduce la velocidad de sedimentación de las partículas magnéticas, aunque no evita la sedimentación completa de estas partículas en tiempos de espera largos. En cambio, el uso de agentes gelificantes impide la sedimentación completa de las partículas magnéticas en tiempos de espera prolongados gracias a la estructura tipo gel que se forma en el líquido portador.
- Una mayor concentración de partículas magnéticas del fluido MR aumenta la viscosidad de dicho fluido. Este aumento de la viscosidad en los fluidos MR más concentrados reduce la velocidad de sedimentación de las partículas magnéticas.

Parte del trabajo desarrollado en este capítulo se ha presentado en los siguientes congresos:

- - Garmendia I, Berasategui J, Moral M, Ezcurra K, López-López MT, Bou-Ali MM, Durán JDG, Elejabarrieta MJ; Efecto de los aditivos en la estabilidad y en la reología de fluidos magnéticos, XII. Congreso Nacional de Materiales, Alicante (España), 30 de Mayo – 1 de Junio 2012. Presentación oral.
- Irazu L, Berasategui J, Elejabarrieta MJ, Bou-Ali MM, Moral M, Alejandro I, López-López MT, Durán JDG; Synthesis and rheological characterization of magnetic fluids: influence of the stabilizer agents, Iberian Meeting on Rheology (IBEREO), Málaga (España), 5-6 Septiembre 2013. Poster.

Capítulo 3

3. Caracterización magnetorreológica de fluidos MR

3.1. Introducción

El comportamiento reológico de los fluidos MR varía ante la aplicación de un campo magnético. Dicha variación ocurre cuando las partículas magnéticas, aleatoriamente distribuidas en ausencia de un campo magnético ($H = 0 \text{ kA/m}$), se alinean en la dirección de las líneas de flujo magnético cuando se someten a un campo magnético ($H \neq 0 \text{ kA/m}$) [Car1994b] (Figura 3.1). La alineación de las partículas es debida a la magnetización de las mismas y a la minimización de la energía de interacción magnética [Gen2002]. Además, este cambio del comportamiento reológico de los fluidos MR es reversible, rápido y controlable. Por ello, los fluidos MR son denominados como los fluidos inteligentes [Gin1994].

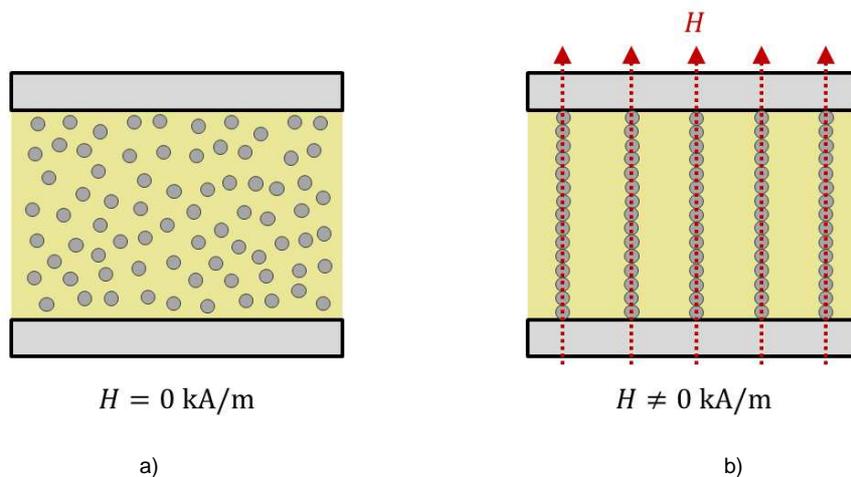


Figura 3.1 Distribución de las partículas magnéticas en un fluido MR; a) en ausencia del campo magnético ($H = 0 \text{ kA/m}$); b) presencia de campo magnético ($H \neq 0 \text{ kA/m}$).

La variación de las propiedades reológicas de los fluidos MR ante un campo magnético externo se define como efecto magnetorreológico.

En presencia de un campo magnético externo, los fluidos MR presentan un umbral de cizalladura [Gen2002]. El umbral de cizalladura se define como el mínimo esfuerzo necesario para que se dé el flujo del fluido. Aunque algunos trabajos ponen en duda la existencia de este umbral de cizalladura [Bar1999] [Edg1984], en general se interpreta como un cambio brusco ante el esfuerzo cortante aplicado. Este umbral de cizalladura aumenta de magnitud según la intensidad de campo magnético [Gen2002] [Dan2000].

El umbral de cizalladura es el parámetro que determina el régimen de trabajo del fluido MR. Cuando la tensión aplicada al fluido es inferior a este umbral, el fluido trabaja en la zona pre-umbral. Contrariamente, cuando la tensión sobrepasa el valor del umbral el fluido trabaja en el régimen post-umbral.

La caracterización del régimen post-umbral se realiza mediante ensayos de viscosimetría o de flujo. Estos ensayos consisten en hacer fluir al fluido a diferentes velocidades de deformación bajo diferentes campos magnéticos aplicados, obteniendo las propiedades de fluencia del material [Mez2002].

El ajuste del comportamiento reológico post-umbral a un modelo permite obtener la evolución de los parámetros característicos del comportamiento post-umbral en función de las variables de interés. Para modelar dicho comportamiento los modelos más utilizados son el modelo de Bingham, el de Herschel-Buckley, el de Casson [Sch2004] y el biviscoso [Wer2004]. Los reogramas de estos modelos post-umbral se recogen en la Figura 3.2.

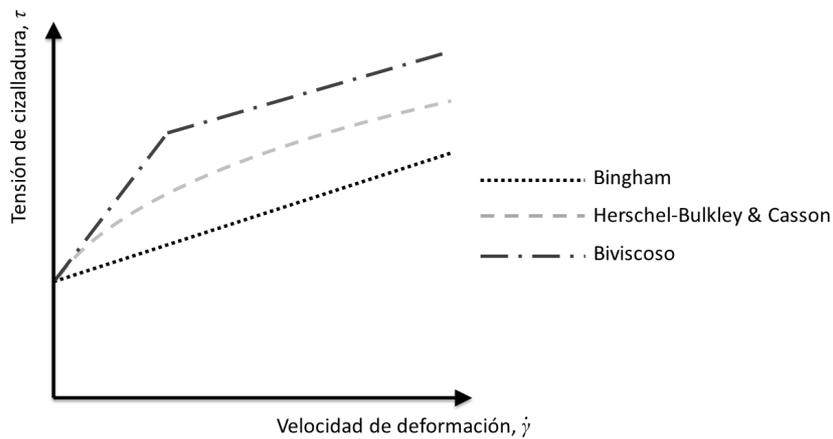


Figura 3.2 Reograma de los modelos post-umbral de Bingham, Herschel-Bulkley & Casson y Biviscoso.

Como se aprecia en la Figura 3.2, el modelo Bingham presenta un comportamiento post-umbral lineal (Ec. 3.1), mientras que en los modelos Herschel-Buckley (Ec. 3.2) y Casson (Ec. 3.3) el comportamiento post-umbral es pseudo-plástico. Por otro lado, el modelo biviscoso presenta dos umbrales de cizalladura (Ec. 3.4).

Bingham: $\tau = \tau_0 + \mu \cdot \dot{\gamma}$ **Ec. 3.1**

Herschel – Bulkley: $\tau = \tau_0 + K \cdot \dot{\gamma}^n$ **Ec. 3.2**

Casson: $\sqrt{\tau} = \sqrt{\tau_0} + \sqrt{\mu \cdot \dot{\gamma}}$ **Ec. 3.3**

Biviscoso: $\tau = \tau_0 + \mu \cdot \dot{\gamma}$ si $\dot{\gamma} < \dot{\gamma}_v$
 $\tau = \tau_0' + \mu' \cdot (\dot{\gamma} - \dot{\gamma}_v)$ si $\dot{\gamma} > \dot{\gamma}_v$ **Ec. 3.4**

donde τ es la tensión de cizalladura, μ la viscosidad dinámica, $\dot{\gamma}$ la velocidad de deformación, τ_0 el umbral de cizalladura, K la consistencia, n el índice de pseudo-plasticidad, $\dot{\gamma}_v$ la velocidad de deformación del umbral viscoso, τ_0' el umbral viscoso y μ' la viscosidad dinámica tras el umbral viscoso. En los fluidos MR, el efecto magnetorreológico post-umbral se traduce en general en un aumento de la viscosidad en función de la intensidad del campo magnético aplicado [Foi1997] [Sus2010].

En el régimen pre-umbral los fluidos MR presentan un comportamiento visco-elástico que se debe a las interacciones entre los dipolos magnéticos en presencia de un campo magnético aplicado [Li2002]. Este régimen pre-umbral de los fluidos MR ha sido modelado con diferentes modelos fenomenológicos [Kam1997] [Gan2005], siendo los más utilizados los clásicos, entre ellos el de Kelvin-Voight y el de Maxwell, o la combinación de ellos [Mez2002] (Figura 3.3).

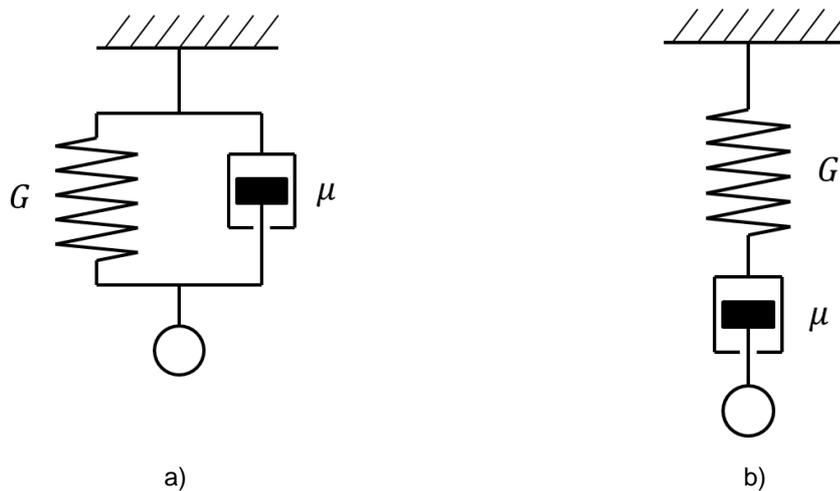


Figura 3.3 Modelos constitutivos visco-elástico lineales para modelar el comportamiento pre-umbral de fluidos MR; a) Kelvin-Voight; b) Maxwell.

El modelo de Kelvin-Voight (Ec. 3.5), también denominado modelo visco-elástico sólido, consta de un elemento viscoso y un elemento elástico en paralelo. El modelo de Maxwell (Ec. 3.6), conocido como modelo visco-elástico líquido, presenta los mismos elementos pero posicionados en serie.

$$\text{Kelvin-Voight:} \quad \tau = G \cdot \gamma + \mu \cdot \dot{\gamma} \quad \text{Ec. 3.5}$$

$$\text{Maxwell:} \quad \dot{\gamma} = \frac{\tau}{\mu} + \frac{\dot{\tau}}{G} \quad \text{Ec. 3.6}$$

donde G es la rigidez del resorte, μ la viscosidad dinámica, $\dot{\gamma}$ la velocidad de deformación, γ la deformación y $\dot{\tau}$ es la derivada en el tiempo de la tensión de cizalladura.

El comportamiento pre-umbral de los fluidos MR se puede caracterizar de diferentes formas. Los ensayos más utilizados son los de oscilometría [Li1999] [Ber2012], en los que se aplica a la muestra una entrada oscilatoria de tensión o de deformación con una determinada frecuencia, y de estos ensayos se definen los módulos de rigidez y de pérdida [Mez2002]. Otra forma de evaluar el

comportamiento pre-umbral de los fluidos MR son los ensayos de *Creep&recovery* [Li2002]. En estos ensayos se determina la deformación en el tiempo en dos etapas [Mez2002]. En la primera etapa se aplica una tensión de cizalladura constante y en la segunda etapa se elimina dicha tensión. Estos ensayos permiten determinar las propiedades de fluencia y recuperación del material.

En este capítulo se analiza el comportamiento magnetorreológico de los fluidos MR formulados en el capítulo 2 de esta tesis doctoral. Para ello, en primer lugar se detalla el procedimiento experimental utilizado para la caracterización. La caracterización se ha realizado en dos fases. Por un lado, se ha analizado el régimen post-umbral de los fluidos MR mediante ensayos de flujo a diferentes intensidades de campo magnético. Este comportamiento post-umbral se ha modelado mediante el modelo de Herschel-Bulkley. Por otro lado, el régimen pre-umbral de los fluidos MR se ha analizado mediante barridos de deformación a diferentes intensidades de campo magnético. El análisis de los resultados obtenidos en estos ensayos ha permitido desarrollar un nuevo modelo magnetorreológico para el régimen pre-umbral.

3.2. Procedimiento experimental

En este apartado se establece el procedimiento experimental para la caracterización magnetorreológica de fluidos MR. Este procedimiento conlleva definir el equipamiento, la conversión de los datos experimentales, el llenado de la muestra y la aplicación del campo magnético.

3.2.1. Equipamiento

Los reómetros rotacionales son los dispositivos más utilizados para determinar el comportamiento magnetorreológico de fluidos MR [Lau2008], aunque algunos autores determinan las propiedades reológicas de los fluidos MR mediante canales de flujo [Wan2006] [Dan2000]. En los reómetros rotacionales el giro de un cabezal se convierte en una deformación de la muestra. La resistencia al giro determina las propiedades reológicas del material.

La caracterización magnetorreológica de los fluidos MR realizada en esta investigación ha sido analizada mediante el reómetro rotacional de MCR-501 (Anton Paar Physica) con la célula MRD-70/1T acoplada para la aplicación y control del campo magnético (Figura 3.4). Se ha utilizado un baño termo-estático Julabo F-25 para el control de la temperatura de la muestra.



Figura 3.4 Reómetro rotacional MCR-501 (Anton Paar) equipado con célula magnetorreológica MRD-70/1T.

3.2.2. Sistema de medida

El reómetro MCR-501 permite el uso de diferentes geometrías de medida, pero la célula magnetorreológica MRD-70/1T está optimizada únicamente para obtener un campo magnético apropiado con la configuración de platos paralelos de 20 mm [Lae2005]. En la Figura 3.5 se muestra

la configuración de medida de platos paralelos. La configuración de platos paralelos presenta la ventaja de que la cantidad necesaria de muestra es muy reducida. Por el contrario, pequeñas variaciones en la cantidad de la muestra afectan considerablemente a los resultados. Además, esta configuración aplica a la muestra una deformación o velocidad de deformación dependiente de la posición radial. Por lo tanto, el estado tensional no es contante en toda la muestra [Lau2010].

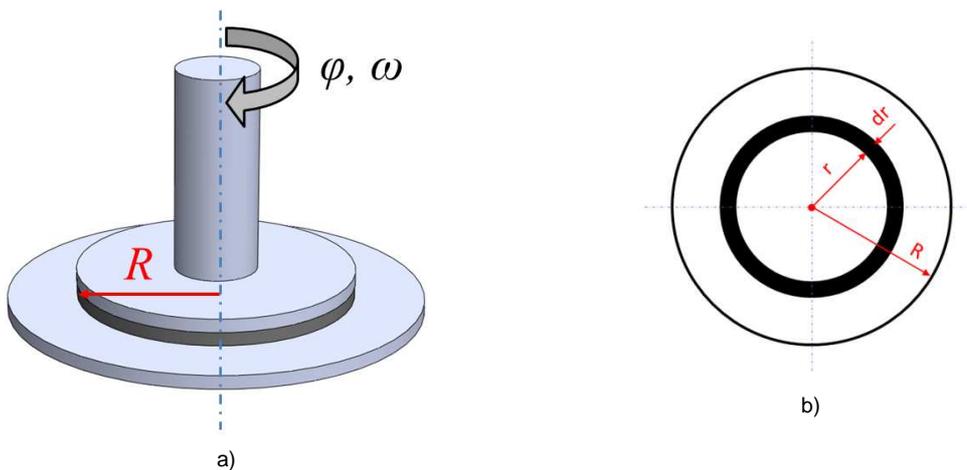


Figura 3.5 Configuración de medida de platos paralelos; a) vista tridimensional; b) vista superior en 2D.

Un parámetro a definir cuándo se utiliza la configuración de platos paralelos es el tipo de superficie del plato superior. Como los fluidos MR pueden presentar unos valores elevados del umbral de cizalladura [Gon2006], se puede dar deslizamiento entre la muestra y el plato de medida [Zub2009b]. Dicho deslizamiento se da cuando la adhesión entre la muestra y el plato es insuficiente, en comparación con la propia consistencia del fluido MR. Cuando se da el fenómeno de deslizamiento, el desplazamiento del plato no se corresponde con la deformación del fluido, y por lo tanto, los resultados de la caracterización no se corresponden con las propiedades del fluido. Para evitar dicho deslizamiento, una opción es utilizar un plato superior con una superficie rugosa o rayada [Gom2011]. En esta tesis doctoral, para la caracterización magnetorreológica de fluidos MR se ha utilizado un plato paralelo PP20/MRD/TI/P2 (Anton Paar) (Figura 3.6.a) con una superficie moleteada con la geometría definida en la Figura 3.6.b.

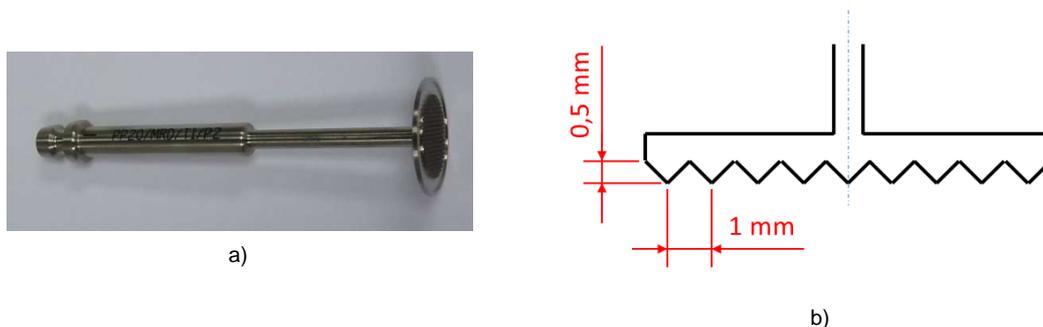


Figura 3.6 Plato paralelo con la superficie moleteada PP20/MRD/TI/P2; a) Foto; b) Perfil.

3.2.3. Conversión de los datos

Teniendo en cuenta que los fluidos MR no tiene un comportamiento reológico Newtoniano [Gen2002] y que el estado tensional no es constante en toda la muestra, la conversión desde los parámetros físicos del reómetro (ángulo de giro, velocidad de giro y par) a los parámetros reológicos (deformación, velocidad de deformación y tensión) no se puede realizar según la norma DIN-53018 implementada en el software del reómetro MCR-501 [DIN1976]. Como alternativa a dicha conversión, en la caracterización del fluido MR se utilizan las conversiones de Rabinowitsch [Sos1984], el método Single-Point [Car1994cCar1994c] y el método de diferenciales propuesto por Zubieta *et al.* [Zub2009a]. En el *Anexo A: Métodos de conversión para la configuración de platos paralelos* se analizan y se comparan estos métodos para diferentes ensayos de caracterización de fluidos MR. De este estudio se concluye que el método de Single-Point ofrece resultados satisfactorios en todas las condiciones de ensayo analizadas debido a que no realiza una diferenciación de los datos de medida. Por lo tanto, en este trabajo los resultados de caracterización magnetorreológica han sido obtenidos mediante el método de Single-Point.

3.2.4. Llenado de la muestra

Otro factor importante a tener en cuenta en la caracterización de fluidos MR mediante la configuración de platos paralelos, es el correcto llenado de la muestra. La configuración de platos paralelos es muy sensible respecto a la cantidad de la muestra, ya que pequeñas variaciones en dicha cantidad afectan considerablemente a los resultados obtenidos [Mez2002].

El control visual del llenado es una opción válida a la hora de determinar el llenado correcto de la muestra. Un llenado óptimo de la muestra en la configuración de platos paralelos debe cubrir totalmente las superficies de ambos platos, sin exceder el área de medida en el plato inferior (Figura 3.7).

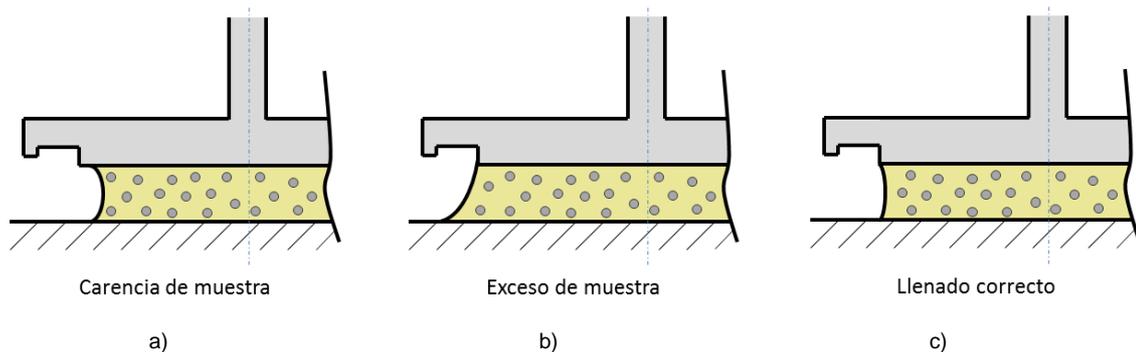


Figura 3.7 Diferentes llenados de la muestra en la configuración de platos paralelos; a) carencia de muestra; b) exceso de muestra; c) llenado correcto.

La célula magnetorreológica MRD-70/1T incorpora un alojamiento para el uso de un gaussímetro que impide el control visual del llenado de la muestra. Por lo tanto ha sido necesario poner en marcha un procedimiento de llenado alternativo.

Este procedimiento se basa en una calibración previa realizada mediante la célula MRD-180. Dicha célula permite el control visual del llenado gota a gota de la muestra. De este modo, tras realizar un llenado óptimo según lo expuesto en la Figura 3.7, se obtiene una curva de flujo que sirve como patrón. Una vez obtenido el patrón, se acopla la célula MRD-70/1T, en donde se procede al llenado inicial de la muestra y se determina el reograma. Si el reograma obtenido es inferior o superior al patrón, esto quiere decir que hay carencia o exceso de muestra. Por lo que se ajusta el llenado hasta obtener una curva de flujo equivalente al patrón y de esta forma se asegura un llenado adecuado.

3.2.5. Aplicación del campo magnético

Para la aplicación del campo magnético se dispone de la célula MRD-70/1T que aplica un campo magnético perpendicular al plano de cizalla. Para la generación y el control de la intensidad de alimentación de la bobina que genera el campo magnético, se utiliza la fuente de alimentación en corriente continua PS-MRD/5A (Anton Paar). Esta fuente de alimentación permite intensidades entre 0 y 5 A. Con el fin de conocer la magnitud y la distribución del campo magnético, en la Figura 3.8 se muestra la distribución del campo magnético generado por la célula MRD-70/1T en función de la intensidad de alimentación del bobinado.

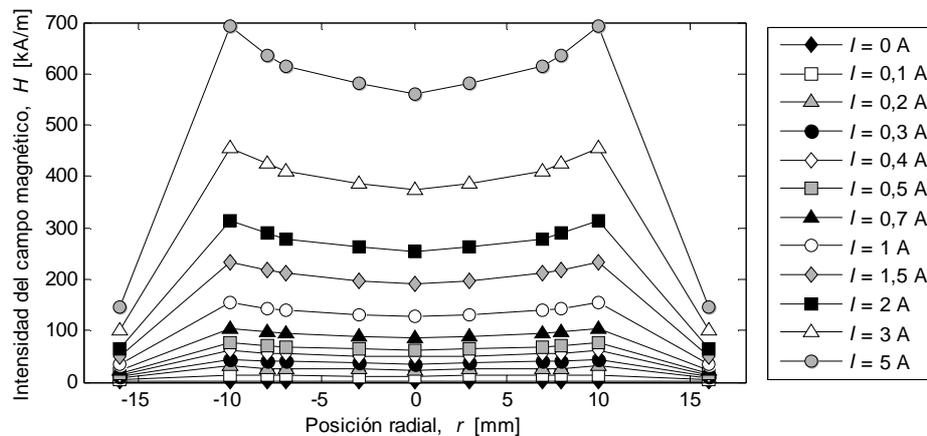


Figura 3.8 Distribución radial de la intensidad del campo magnético generado por la célula MRD-70/1T según la intensidad de alimentación del bobinado a 25°C.

El campo magnético generado por la célula MRD-70/1T no es constante en el área de medida del plato paralelo de 20 mm, es decir entre las posiciones radiales -10 y 10 mm. La distribución del campo magnético, que mantiene el aspecto de forma para distintas intensidades del bobinado, presenta un valor máximo en la zona periférica y un mínimo en la zona central. Laun *et al.* determinan que la no uniformidad del campo generado por la célula MRD-70/1T es insuficiente para que se dé una migración de las partículas magnéticas [Lau2008], y por lo tanto dan por válida la célula MRD-70/1T para la caracterización de fluidos MR.

Debido a la variación del campo magnético en función de la posición radial, y con el objetivo de evitar confusiones a la hora de determinar el campo magnético de un ensayo magnetorreológico, se

considera como valor de referencia la intensidad del campo magnético en la posición $r = 7,5$ mm, ya que dicho valor corresponde a un valor medio del perfil del campo magnético. En la Figura 3.9 se muestra la evolución de la intensidad del campo magnético en función de la intensidad de alimentación del bobinado para la posición $r = 7,5$ mm. De aquí en adelante, cuando se especifica la intensidad del campo magnético de los ensayos magnetorreológicos se refiere a la intensidad del campo magnético en dicha posición.

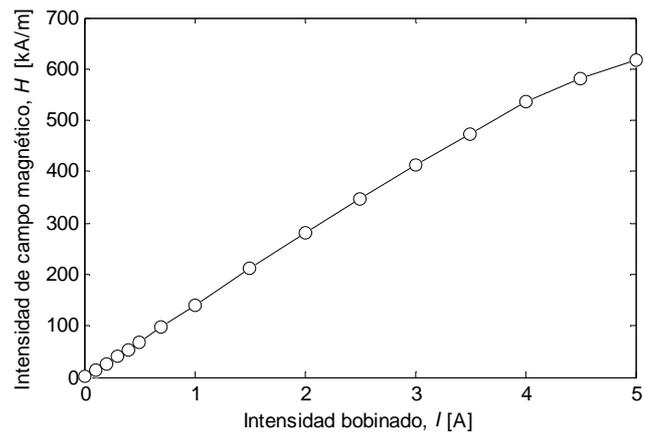


Figura 3.9 Campo magnético en función de la intensidad del bobinado en la posición radial $r = 7,5$ mm.

3.3. Resultados de la caracterización magnetorreológica

En este apartado se recogen los resultados obtenidos de la caracterización magnetorreológica de los fluidos MR formulados en el capítulo anterior y del fluido comercial MRF-122EG. Los resultados se han ordenado en dos apartados.

En el primer apartado se recogen los ensayos realizados para la caracterización del comportamiento post-umbral de los fluidos MR. Esta caracterización se ha realizado mediante ensayos de flujo con barridos de velocidad de deformación a diferentes intensidades del campo magnético. El comportamiento post-umbral de los fluidos MR caracterizados se ha parametrizado mediante el ajuste del modelo de Herschel-Bulkley.

En el segundo apartado se presenta la caracterización del régimen pre-umbral de los fluidos MR. Para determinar este comportamiento se han realizado ensayos de barridos de deformación a diferentes intensidades del campo magnético. A partir de los resultados obtenidos se ha desarrollado un nuevo modelo que permite predecir el comportamiento no-lineal de los fluidos MR ante un barrido de deformación en el régimen pre-umbral.

3.3.1. Comportamiento post-umbral

Para determinar el comportamiento post-umbral de los fluidos MR, se han realizado ensayos de flujo imponiendo un barrido de la velocidad de deformación. El ensayo queda definido por las velocidades de deformación consideradas y el tiempo de permanencia en dichas velocidades, ya que diferentes tiempos de permanencia en cada velocidad de deformación se traduce en diferentes niveles de deformación.

Zubieta *et al.* afirman que el comportamiento post-umbral de los fluidos MR solo depende de la velocidad de deformación [Zub2009b], por lo tanto el tiempo de permanencia en cada valor de la velocidad de deformación, no influye en los resultados de la caracterización magnetorreológica post-umbral de los fluidos MR.

Se han analizado cuatro curvas de flujo del fluido MRF-122EG (LORD) a una intensidad de campo magnético de 140,1 kA/m con el objetivo de demostrar que el comportamiento post-umbral de los fluidos MR se debe únicamente a la velocidad de deformación. Estas curvas se han obtenido imponiendo una rampa de velocidad de deformación de 50 puntos entre 0,0378 y 453,19 s^{-1} con cuatro valores del tiempo de permanencia en cada punto, t_p , entre 1 y 8 s. De este modo, los valores de la velocidades de deformación impuestas son idénticas para los cuatro ensayos (Figura 3.10.a), pero en cambio la deformación difiere según el tiempo de permanencia en cada punto (Figura 3.10.b).

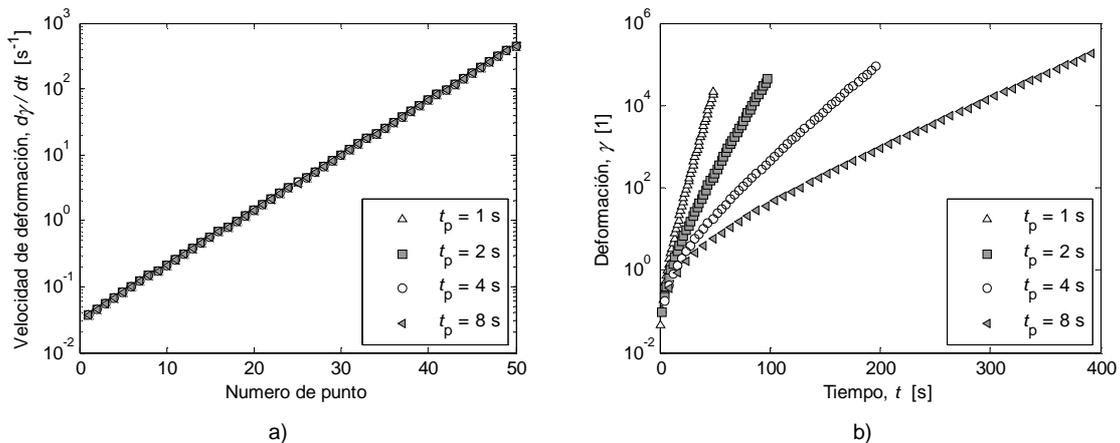


Figura 3.10 Ensayos post-umbral del fluido MRF-122EG a 140,1 kA/m según el tiempo de permanencia en cada punto; a) Velocidad de deformación; b) Deformación.

En la Figura 3.11 se muestran los resultados de flujo obtenidos para las condiciones de ensayo de la Figura 3.10. Los cuatro ensayos realizados a las mismas velocidades de deformación, pero con diferentes niveles de deformación, muestran el mismo comportamiento reológico en el régimen post-umbral. Este hecho indica que el comportamiento post-umbral de los fluidos MR depende únicamente de la velocidad de deformación, y no de la deformación. Por lo tanto, el tiempo de permanencia en cada punto de un ensayo de flujo no influye en el comportamiento post-umbral de los fluidos MR.

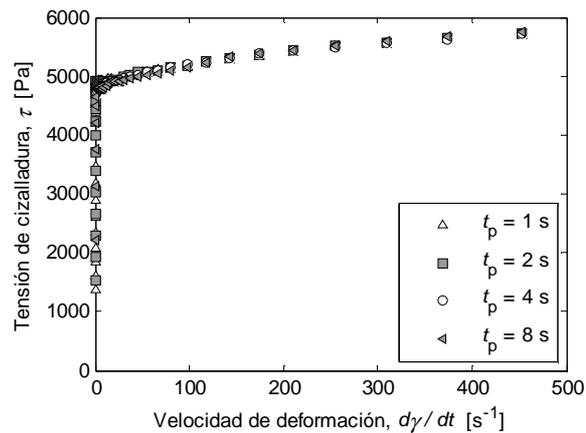


Figura 3.11 Curvas de flujo del comportamiento post-umbral del fluido MRF-122EG a 140,1 kA/m según el punto de permanencia en cada punto.

Los fluidos FMR_5Fe; FMR_10Fe y FMR_22Fe se han caracterizado con una rampa logarítmica de 80 puntos de la velocidad de deformación entre 0,075 y 452,57 s^{-1} y un tiempo de permanencia en cada punto de 3 s. Este ensayo de flujo se ha realizado a ocho diferentes intensidades de campo magnético entre 0,2 y 616,7 kA/m. En la Figura 3.12 se muestran las curvas de flujo obtenidas estos tres fluidos MR para las diferentes intensidades del campo magnético analizados.

Todos los fluidos caracterizados muestran un claro efecto MR en el comportamiento de flujo con tensiones de cizalladura que aumentan con la intensidad del campo magnético aplicado. Se aprecia que el comportamiento de flujo de los fluidos MR formulados en presencia de un campo magnético está determinado por el umbral de cizalladura. Los valores del umbral de cizalladura aumentan con la intensidad del campo magnético y con la concentración de partículas magnéticas del fluido MR. Como se aprecia en las curvas de flujo, el régimen post-umbral se caracteriza por un comportamiento pseudo-plástico.

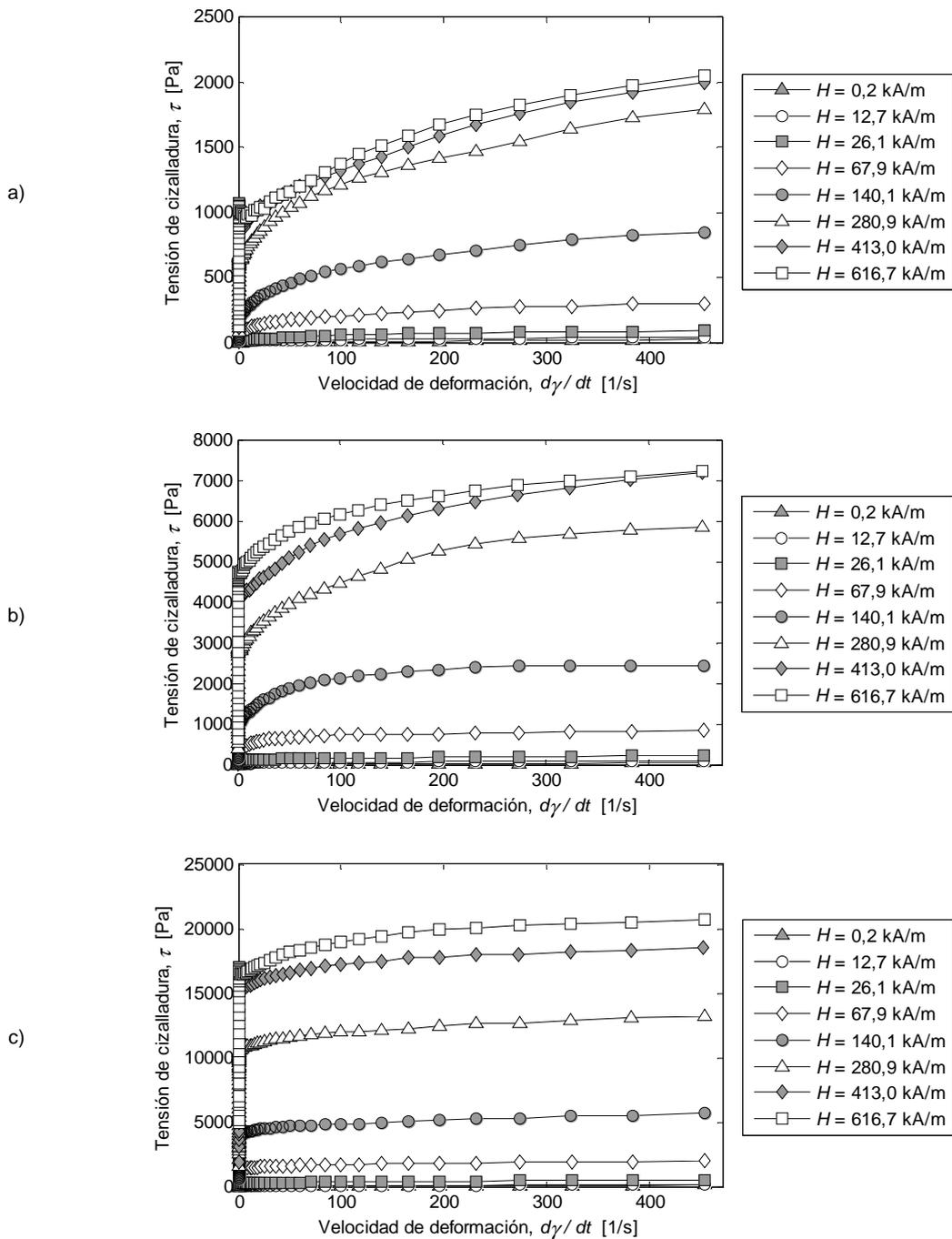


Figura 3.12 Curvas de flujo a diferentes intensidades de campo magnético de los fluidos MR a 25°C; a) FMR_5Fe; b) FMR_10Fe; c) FMR_22Fe.

Con el fin de predecir el comportamiento post-umbral de los fluidos MR a diferentes campos magnéticos se han ajustado diferentes modelos reológicos y se ha obtenido la evolución de los parámetros de dichos modelos con el campo magnético. Dado el carácter pseudo-plástico de los fluidos analizados, en el *Anexo B: Modelos reológicos post-umbral* se analizan los modelos reológicos de bibliografía de Herschel-Bulkley (Ec. 3.2) y de Casson (Ec. 3.3). De la correlación con los datos experimentales se observa que el modelo que mejor se ajusta al comportamiento post-umbral de los fluidos MR caracterizados es el modelo de Herschel-Bulkley. Los ajustes realizados

con dicho modelo han sido satisfactorios con coeficientes de correlación superiores a 0,96 para todos los fluidos MR analizados en el rango de intensidades del campo magnético de la Figura 3.12. De acuerdo a la ecuación Ec. 3.2, la evolución de los parámetros del modelo de Herschel-Bulkley (umbral de cizalladura τ_0 , la consistencia K y el índice de pseudo-plasticidad n) para los fluidos FMR_5Fe; FMR_10Fe y FMR_22Fe se muestra en la Figura 3.13.

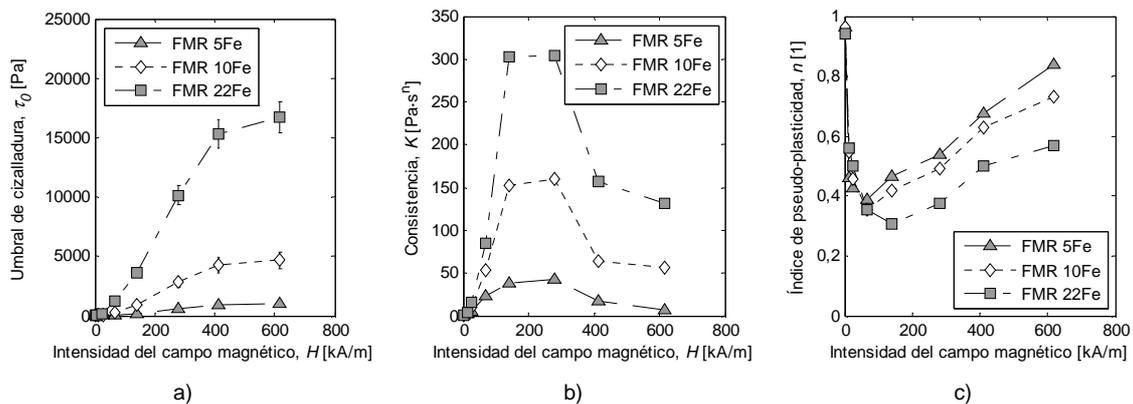


Figura 3.13 Parámetros del comportamiento post-umbral determinados mediante el modelo de Herschel-Bulkley para los fluidos FMR_5Fe; FMR_10Fe y FMR_22Fe en función de la intensidad del campo magnético; a) Umbral de cizalladura τ_0 ; b) Consistencia K ; c) Índice de pseudo-plasticidad n .

Como se puede apreciar en la Figura 3.13.a, el umbral de cizalladura aumenta con la intensidad del campo y con la concentración de las partículas magnéticas. El incremento del umbral de cizalladura es exponencial a bajas intensidades del campo magnético para los tres fluidos analizados. Por otro lado, a altas intensidades del campo magnético dicho incremento del umbral de cizalladura se reduce debido a que se acerca a la saturación magnética de las partículas magnéticas [Gon2006].

En la Figura 3.13.b los resultados muestran que, la consistencia, al igual que el umbral de cizalladura, aumenta según la concentración de partículas magnéticas. Con respecto al campo magnético se observa un valor máximo que se da a la intensidad de campo magnético de 280,9 kA/m, independientemente de la concentración de la fase sólida. En las curvas del índice de pseudo-plasticidad (Figura 3.13.c) se aprecia un mínimo cuya posición varía en función de la concentración de la fase sólida. Por otro lado, el índice de pseudo-plasticidad disminuye con la concentración de partículas, siendo este hecho visible sobre todo a intensidades de campo magnético superiores a 100 kA/m.

Una vez caracterizado el comportamiento post-umbral de los fluidos MR formulados, a continuación se realiza la comparación del comportamiento post-umbral entre el fluido FMR_22Fe y el fluido MR comercial MRF-122EG, ambas formulaciones presentan la misma concentración de partículas magnéticas. Las condiciones de caracterización del fluido MRF-122EG han sido idénticas a las utilizadas para las demás formulaciones, rampa logarítmica de la velocidad de deformación de 80 puntos entre 0,075 y 452,57 s^{-1} con un tiempo de permanencia en cada punto de 3 s. En la Figura

3.14 se muestra el comportamiento post-umbral del fluido MRF-122EG en función del campo magnético aplicado.

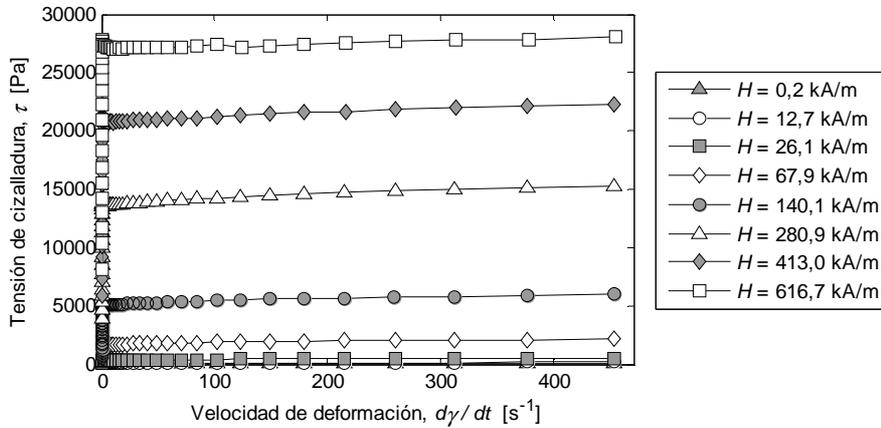


Figura 3.14 Curvas de flujo a diferentes intensidades de campo magnético del fluido MRF-122EG.

En la Figura 3.14 se muestra el efecto MR del fluido MRF-122EG. El comportamiento de flujo está determinado por el umbral de cizalladura que aumenta según el campo magnético aplicado y el régimen post-umbral está determinado por un comportamiento pseudo-plástico.

Por último, las curvas de flujo del fluido MRF-122EG se han parametrizado mediante el modelo reológico post-umbral de Herschel-Bulkley. La calidad del ajuste obtenido mediante dicho modelo ha sido satisfactorio, con coeficientes de correlación superiores a 0,96 (ver Anexo B: Modelos reológicos post-umbral). En la Figura 3.15 se comparan la evolución de los parámetros del modelo Herschel-Bulkley para el fluido FMR_22Fe y el fluido MRF-122EG en función del campo magnético aplicado.

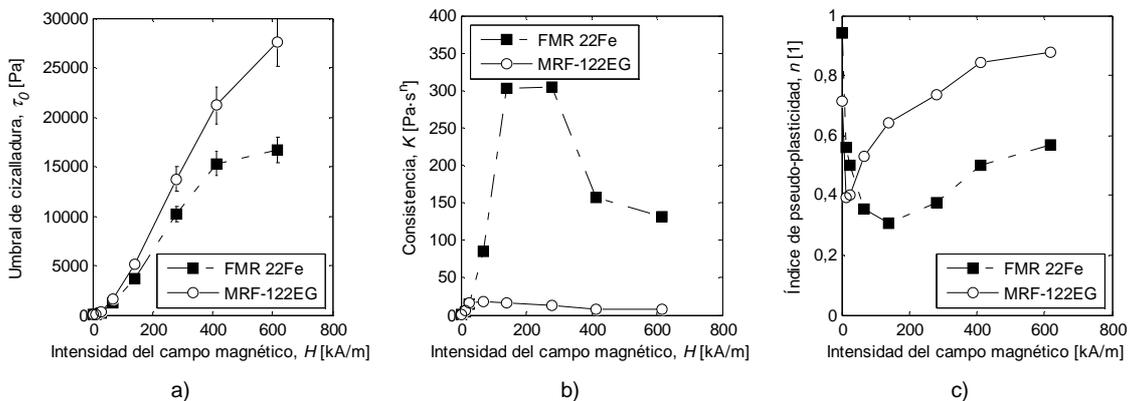


Figura 3.15 Comparación de los parámetros del comportamiento post-umbral determinados mediante el modelo de Herschel-Bulkley para el fluido FMR_22Fe y para el fluido MRF 122-EG en función de la intensidad del campo magnético; a) Umbral de cizalladura; b) Consistencia; c) Índice de pseudo-plasticidad.

De la Figura 3.15.a se observa que el fluido MRF-122EG presenta valores del umbral de cizalladura más altos que el fluido FMR_22Fe, siendo la diferencia más apreciable cuanto mayor es la intensidad del campo magnético aplicado. Esto se debe al mayor tamaño de partículas del MRF-122EG (Figura 2.2) en comparación con las partículas del fluido FMR_22Fe (Figura 2.10). Un tamaño mayor de partícula se traduce en una saturación magnética más elevada, lo que explica umbrales de cizalladura más altos [Gen2002] [Gon2006]. Por otra parte, con intensidades de campo magnético superiores a 50 kA/m la consistencia presentada por el fluido FMR_22Fe es mayor que el fluido MRF-122EG. Ocurre lo contrario con el índice de pseudo-plasticidad, ya que el fluido MRF-122EG presenta un menor grado de pseudo-plasticidad a elevadas intensidades del campo magnético.

3.3.2. Comportamiento pre-umbral

El comportamiento visco-elástico de los fluidos MR que se da en el régimen pre-umbral se caracteriza habitualmente mediante ensayos de oscilometría [Li1999] y/o ensayos de *Creep&Recovery* [Li2002].

Con los ensayos de oscilometría se determinan los módulos de almacenamiento y de pérdida [Sch2004]. En lo referente a los fluidos MR, los módulos dinámicos se analizan según el campo magnético aplicado, la amplitud de la deformación y la frecuencia [Ber2012]. Además, los ensayos de oscilometría se realizan habitualmente dentro del rango visco-elástico lineal, y por lo tanto a bajos niveles de deformación [Mez2002]. En los amortiguadores MR la deformación del fluido MR es elevada [Zub2009b]. Debido a ello, la caracterización del comportamiento pre-umbral de los fluidos MR mediante ensayos de oscilometría no es de gran utilidad para evaluar el comportamiento de los amortiguadores MR en aplicaciones industriales.

Con los ensayos de *Creep&Recovery* se determinan la respuesta viscosa y la respuesta elástica de los fluidos MR según la intensidad del campo magnético. En la fase de *Creep* se aplica una tensión constante y se analiza la fluencia del material. En la fase *Recovery* se elimina la tensión aplicada y se analiza la recuperación de la deformación. En un amortiguador MR el tiempo que el fluido MR está sometido a una tensión constante es muy breve, ya que los ciclos de carga y descarga son rápidos [Dix1999].

Con el objetivo de caracterizar el comportamiento pre-umbral de los fluidos MR teniendo en cuenta que estos se van a aplicar en un amortiguador MR, en esta tesis doctoral se han definido ensayos de barridos de deformación a diferentes intensidades de campo magnético. Estos ensayos permiten, por un lado, alcanzar elevados niveles de deformación, y por otro lado, determinar el comportamiento no lineal de los fluidos MR en el régimen pre-umbral [Tan1996].

Se han realizado ensayos preliminares con el fluido comercial MRF-122EG a una intensidad de campo magnético de 140,1 kA/m para establecer las condiciones de ensayo de los barridos de deformación. Para ello, se han realizado cuatro ensayos con diferentes velocidades de deformación

comprendidas entre $0,00755$ y $7,55 \text{ s}^{-1}$. El tiempo de ejecución del ensayo ha sido inversamente proporcional a la velocidad de deformación tal y como se muestra en la Figura 3.16.a. Mediante dichas condiciones se han obtenido diferentes curvas de deformación-tiempo (Figura 3.16.b).

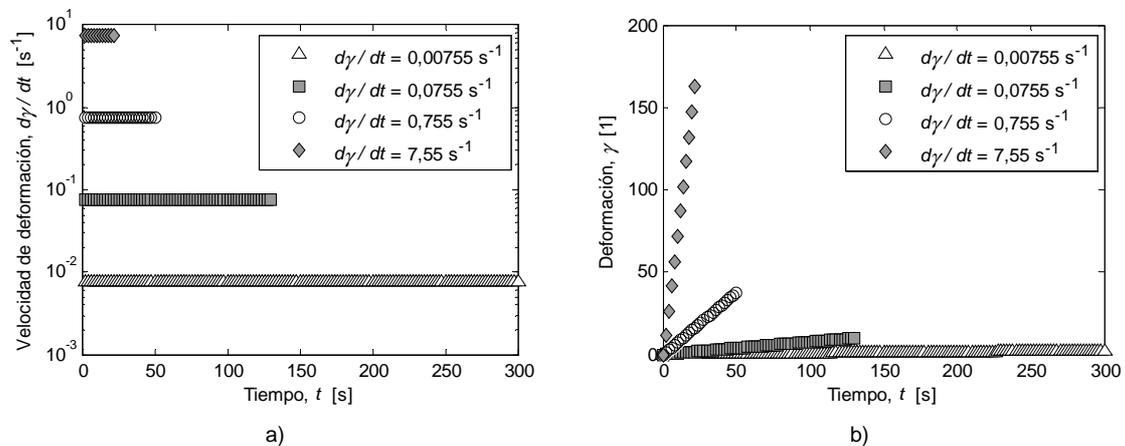


Figura 3.16 Ensayos pre-umbral del fluido MRF-122EG a $140,1 \text{ kA/m}$ con diferentes la velocidades de deformación; a) Velocidad de deformación; b) Deformación.

Imponiendo las condiciones de ensayo mostradas en la Figura 3.16, se ha obtenido la evolución de la tensión de cizalladura en función de la deformación aplicada a diferentes velocidades de deformación (Figura 3.17).

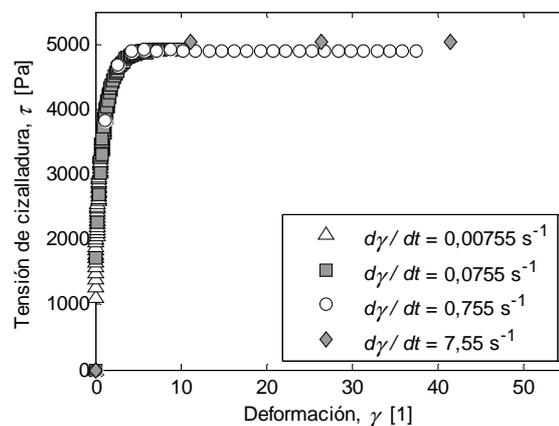


Figura 3.17 Ensayos de barridos de deformación del fluido MRF-122EG a $140,1 \text{ kA/m}$ a diferentes velocidades de deformación.

Las curvas de tensión-deformación obtenidas para velocidades de deformación entre $0,00755$ y $0,755 \text{ s}^{-1}$ muestran el mismo comportamiento reológico. Además, la tensión de cizalladura en esas condiciones de ensayo no supera el valor del umbral de cizalladura. Cabe recordar que, según la caracterización del comportamiento post-umbral realizada previamente, el fluido MRF-122EG presenta un umbral de cizalladura de $4915,65 \text{ Pa}$ a una intensidad del campo magnético de $140,1 \text{ kA/m}$. En cambio la curva tensión-deformación obtenida en el ensayo realizado a una velocidad de deformación de $7,55 \text{ s}^{-1}$ no se solapa con las curvas obtenidas a velocidades de deformación

inferiores, y además las tensiones obtenidas son superiores al umbral de cizalladura. Por lo tanto, para velocidades superiores a $7,55 \text{ s}^{-1}$ el fluido trabaja en el régimen post-umbral. En cambio, si la velocidad de deformación es inferior a $0,755 \text{ s}^{-1}$, el fluido trabaja en el régimen pre-umbral, y la tensión de cizalladura depende únicamente de la deformación aplicada y no de la rapidez con la que se aplica dicha deformación.

Se observa, Figura 3.17, que las curvas tensión-deformación en el régimen pre-umbral tienen inicio en el origen ($\gamma = 0 \rightarrow \tau = 0 \text{ Pa}$) y presenta un comportamiento no-lineal. A bajas deformaciones, el incremento de la tensión es muy pronunciado. Este incremento de la tensión se reduce según el valor de deformación hasta llegar a una asíntota horizontal que se corresponde con el umbral de cizalladura (4915,65 Pa).

Una vez establecido que el comportamiento pre-umbral de los fluidos MR depende únicamente de la deformación para velocidades de deformación inferiores a $0,755 \text{ s}^{-1}$, se ha realizado la caracterización del régimen pre-umbral. Los ensayos han consistido en barridos logarítmicos de deformación de 35 puntos entre 0,016 y 4,29. La velocidad de deformación máxima que se alcanza en dichos ensayos es de $0,2315 \text{ s}^{-1}$, por lo que en ningún momento se trabaja en el régimen post-umbral. Los barridos de deformación se han realizado a diferentes intensidades del campo magnético para los fluidos FMR_5Fe; FMR_10Fe y FMR_22Fe (Figura 3.18).

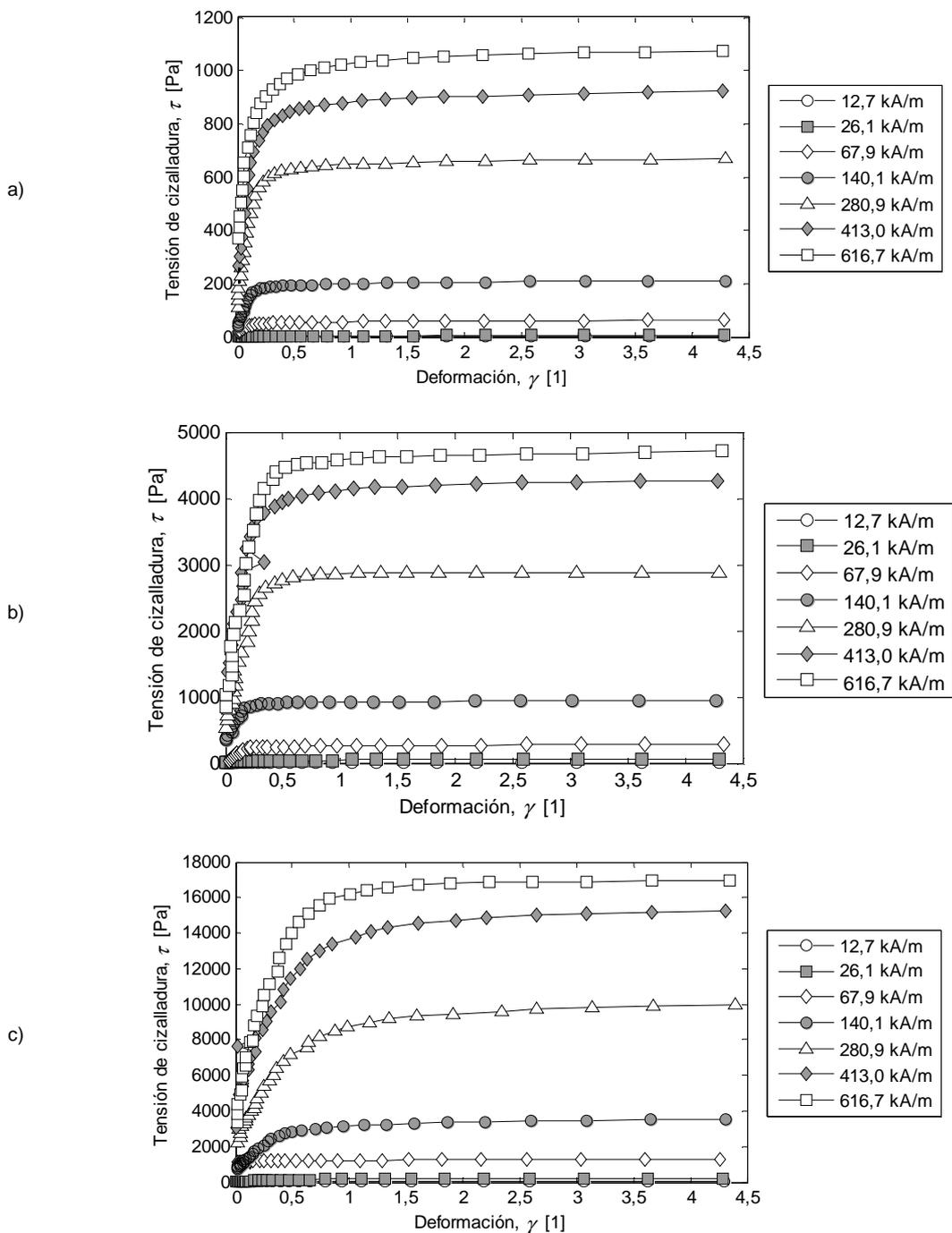


Figura 3.18 Ensayos de barridos de deformación a diferentes intensidades de campo magnético de los fluidos MR formulados; a) FMR_5Fe; b) FMR_10Fe; c) FMR_22Fe.

Todos los fluidos MR caracterizados presentan un comportamiento pre-umbral similar, ya que todas las curvas presentan una asíntota horizontal a altas deformaciones. Esta asíntota se corresponde con los valores del umbral de cizalladura obtenido mediante los ensayos de flujo (Figura 3.13.a). Además se aprecia que el comportamiento pre-umbral es no-lineal a partir de deformaciones muy pequeñas. Este hecho muestra una buena correlación con el bajo límite visco-elástico lineal que muestran los fluidos MR en ensayos de oscilometría [Ber2012].

La caracterización del comportamiento pre-umbral del fluido MRF-122EG mediante barridos de deformación se ha realizado aplicando una rampa logarítmica de deformación de 18 puntos entre 0,0434 y 3,881. En la Figura 3.19 se muestra el comportamiento pre-umbral del fluido MRF-122EG a diferentes intensidades de campo magnético.

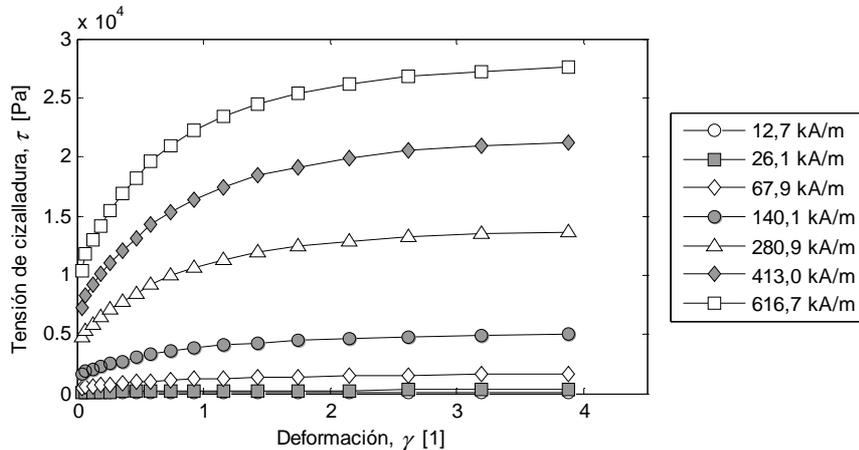


Figura 3.19 Ensayos de barridos de deformación a diferentes intensidades de campo magnético del fluido MRF-122EG.

Las curvas tensión-deformación que determinan el comportamiento pre-umbral del fluido MRF-122EG son similares a las obtenidas para los fluidos MR formulados, ya que presentan un comportamiento no lineal y una asintota horizontal a altas deformaciones que se corresponde con el umbral de cizalladura. Los resultados más importantes de la caracterización del régimen pre-umbral se pueden resumir en:

- La tensión de cizalladura depende únicamente de la deformación.
- Se presenta una relación no-lineal entre la tensión de cizalladura y la deformación.
- La curva tiene inicio en el origen.
- La asintota horizontal de la tensión de cizalladura a altas deformaciones se corresponde con el umbral de cizalladura.

De acuerdo con el modelo de Maxwell (Ec. 3.6) y considerando una velocidad de deformación constante ($\dot{\gamma}_c$), la tensión de cizalladura está definida en función de la deformación según la siguiente ecuación:

$$\tau = \mu \cdot \dot{\gamma}_c \left(1 - e^{-\frac{G}{\dot{\gamma}_c \mu} \gamma} \right) \quad \text{Ec. 3.7}$$

Este modelo determina la tensión de cizalladura en función de la deformación de una forma no lineal. Por otro lado, el valor de la asintota horizontal obtenida mediante esta ecuación depende del valor de la velocidad de deformación $\dot{\gamma}_c$ [Gan2005]. No obstante, este hecho está en desacuerdo con lo mostrado en la Figura 3.17, ya que en los fluidos MR el valor de la asintota es independiente de la velocidad de deformación y coincide con el umbral de cizalladura.

Por estas razones y teniendo en cuenta las curvas tensión-deformación experimentales, en esta tesis doctoral se propone un nuevo modelo para el comportamiento pre-umbral de fluidos MR (Ec. 3.8).

$$\tau = \tau_0 \cdot e^{-\frac{K_p}{\gamma}}$$

Ec. 3.8

donde τ_0 es el umbral de cizalladura y K_p es una constante pre-umbral. Debido a que el umbral de cizalladura está previamente determinado mediante los ensayos de caracterización post-umbral, el modelo propuesto tiene una única variable de ajuste: la constante pre-umbral K_p . En el modelo propuesto el valor de τ_0 establece el valor de las asíntota horizontal (Figura 3.20.a), mientras que el valor K_p es el que determina la rapidez de aproximación a dicha asíntota horizontal (Figura 3.20.b).

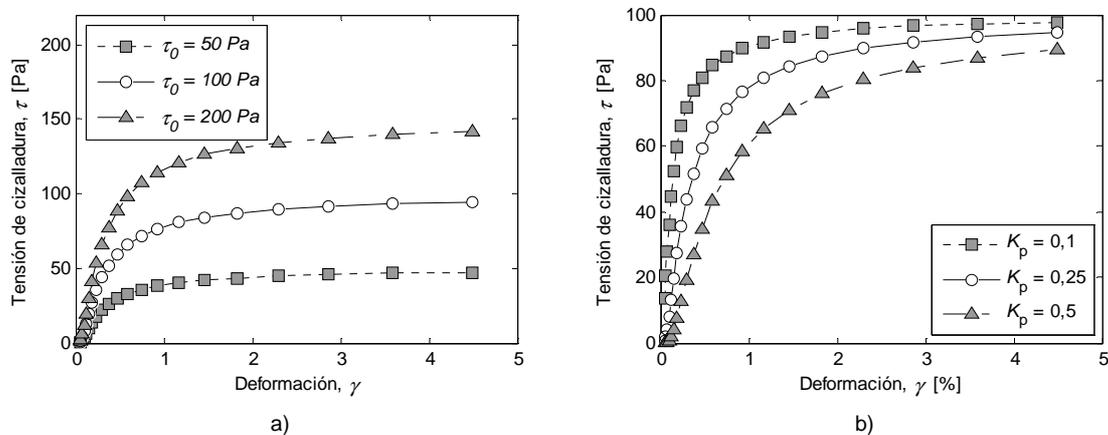


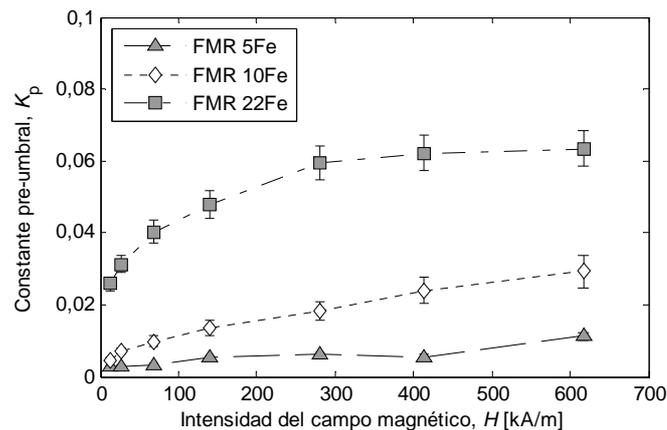
Figura 3.20 Análisis de sensibilidad del modelo pre-umbral propuesto; a) influencia parámetro τ_0 para $K_p = 0,25$; b) influencia parámetro K_p para $\tau_0 = 100$ Pa.

A partir de los datos experimentales de la Figura 3.18, se ha parametrizado el comportamiento pre-umbral mediante el ajuste del modelo propuesto. En la Tabla 3.1 se muestra, a modo de ejemplo, el ajuste de la constante pre-umbral, K_p , a diferentes intensidades de campo magnético para el fluido FMR_22Fe según el modelo pre-umbral propuesto. En ausencia de campo magnético este fluido presenta un umbral de cizalladura insignificante, y por lo tanto el régimen pre-umbral no ha sido considerado. Se han obtenido en todo el rango de intensidades del campo magnético índices de correlación superiores a 0,93.

Tabla 3.1 Ajuste de los parámetros del modelo pre-umbral propuesto para el fluido FMR_22Fe.

Intensidad del campo magnético, H [kA/m]	Constante pre-umbral, K_p	Índice de correlación, R^2
12,7	-0,0258	0,9305
26,1	-0,0313	0,9452
67,9	-0,0403	0,9481
140,1	-0,0479	0,9656
280,9	-0,0594	0,9549
413,0	-0,0622	0,9338
616,7	-0,0633	0,9723

De este modo se ha obtenido la evolución del parámetro K_p en función de la intensidad del campo magnético para los fluidos FMR_5Fe; FMR_10Fe y FMR_22Fe (Figura 3.21).

**Figura 3.21** Parámetro K_p del modelo pre-umbral propuesto para los fluidos FMR_5Fe; FMR_10Fe y FMR_22Fe en función de la intensidad del campo magnético.

El valor de la constante K_p crece con la intensidad del campo magnético para los tres fluidos analizados y con la concentración de las partículas magnéticas del fluido MR.

Del mismo modo que con los fluidos MR formulados, las curvas pre-umbral del fluido MRF-122EG (Figura 3.19) se han parametrizado mediante el modelo pre-umbral propuesto. En la Tabla 3.2 se muestra, a modo de ejemplo, el ajuste de la constante pre-umbral, K_p , a diferentes intensidades de campo magnético para el fluido FMR_22Fe según el modelo pre-umbral propuesto. Se han obtenido en todo el rango de intensidades del campo magnético índices de correlación superiores a 0,90.

Tabla 3.2. Ajuste de los parámetros del modelo pre-umbral propuesto para el fluido MRF-122EG.

Intensidad del campo magnético, H [kA/m]	Constante pre-umbral, K_p	Índice de correlación, R^2
12,7	-0,1543	0,9326
26,1	-0,1845	0,9071
67,9	-0,2525	0,9591
140,1	-0,2971	0,9155
280,9	-0,3177	0,9465
413,0	-0,3580	0,9070
616,7	-0,3808	0,9750

En la Figura 3.22 se comparan los valores del parámetro K_p para el fluido FMR_22Fe y el fluido MRF-122EG en función del campo magnético aplicado.

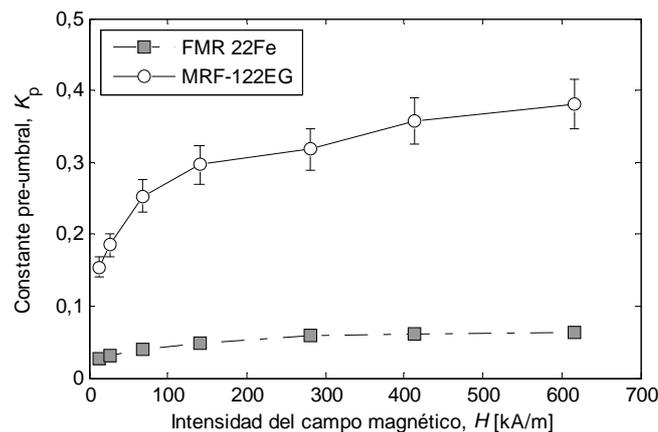


Figura 3.22 Parámetro K_p del modelo pre-umbral propuesto para los fluidos FMR_22Fe y MRF-122EG en función de la intensidad del campo magnético.

El valor de la constante K_p obtenido para el fluido MRF-122EG crece con la intensidad del campo magnético aplicado y presenta valores superiores al fluido MFR_22Fe. Los dos fluidos MR presentan la misma concentración de partículas magnéticas pero distinto tamaño de partículas. Un mayor tamaño de partículas del fluido MRF-122EG podría ser la causante de los mayores valores de la constante pre-umbral K_p debido a una magnetización más elevada de las partículas, tal y como ocurría con los valores del umbral de cizalladura (Figura 3.15.a).

3.4. Conclusiones

En este capítulo, se ha analizado el comportamiento magnetorreológico de diferentes fluido MR y se han definido los parámetros que definen su respuesta magnetorreológica. Las conclusiones más relevantes del trabajo realizado han sido:

- Se ha establecido un procedimiento experimental para la caracterización magnetorreológica de fluidos MR en el que se ha definido el equipamiento, el sistema de medida a utilizar, el procedimiento para la conversión de datos y el llenado de la muestra.
- El comportamiento reológico de los fluidos MR, sometidos a un campo magnético, está determinado por un umbral de cizalladura. Este umbral de cizalladura crece de acuerdo con la intensidad del campo magnético, y con la concentración y tamaño de las partículas magnéticas.
- La respuesta de los fluidos MR en el régimen post-umbral depende únicamente de la velocidad de deformación. Además, el modelo reológico del Herschel-Bulkley es el que mejor se ajusta al comportamiento post-umbral de los fluidos MR analizados en esta investigación.
- El comportamiento en el régimen pre-umbral se debe exclusivamente a la deformación. En este régimen pre-umbral los fluidos MR presentan un comportamiento no lineal con una asíntota horizontal de la tensión de cizalladura a altas deformaciones, que se corresponde con el umbral de cizalladura que delimita los regímenes de trabajo del fluido MR.
- Para modelar el comportamiento pre-umbral de los fluidos MR se ha propuesto y validado un nuevo modelo reológico en el que la tensión de cizalladura depende únicamente de la deformación mediante una relación no-lineal y una asíntota horizontal de la tensión de cizalladura a altas deformaciones. Este modelo se ha ajustado satisfactoriamente a los resultados experimentales de los diferentes fluidos MR formulados.

Un resumen de este trabajo se ha presentado en los siguientes congresos:

- Berasategui J, Zubieta M, Elejabarrieta MJ, Bou-Ali MM; Modelo empírico para fluidos magnetorreológicos; XI Congreso Nacional de Materiales, Zaragoza (2010) 23-25 Junio 2010. Poster.
- Berasategui J, Garmendia I, Elejabarrieta MJ, Bou-Ali MM; Fluido magnetikoen portaera magneto-reologiko eta biskoelastikoa, Materialen Zientzia eta Teknologiaren I. Kongresua, Arrasate (España), 3-4 Mayo 2012: Presentación Oral y poster.
- Berasategui J, Elejabarrieta MJ, Bou-Ali MM, Garmendia I, Agirre I, Ezcurra K, Moral M, López-López MT, Durán JDG; High-pressure rheological behavior of magneto-rheological fluids. The XVIth International Congress on Rheology, Lisboa (Portugal), 6-10 de Agosto de 2012. Poster.
- Berasategui J, Irazu L, Elejabarrieta MJ, Bou-Ali MM; Analysis of the visco-elastic behaviour of magnetic fluids, Iberian Meeting on Rheology (IBEREO), Málaga (España), 5-6 Septiembre 2013. Presentación Oral.

Capítulo 4

4. Diseño de amortiguadores MR

4.1. Introducción

Los amortiguadores son elementos de generación de fuerza que se utilizan para atenuar movimientos oscilatorios no deseados. La atenuación de los movimientos oscilatorios se consigue mediante la disipación de calor. Los amortiguadores más habituales son los amortiguadores de fricción, que utilizan el rozamiento entre dos elementos para disipar energía [Cam1990], y los amortiguadores hidráulicos, que hacen fluir un fluido a través de un orificio de paso [Tit2010] (Figura 1.1).

Los amortiguadores hidráulicos presentan un comportamiento más suave que los amortiguadores de fricción, debido a que la fuerza de amortiguación es proporcional a la velocidad del amortiguador. Por ello, hoy en día, los amortiguadores hidráulicos son los más utilizados en aplicaciones donde el comportamiento dinámico es un factor determinante en la calidad final del producto [Dix1999].

Los factores más importantes para determinar la respuesta de un amortiguador hidráulico son la geometría del orificio de paso y la viscosidad del fluido. De este modo, un amortiguador duro, con elevado coeficiente de amortiguación, presentan un orificio de paso de tamaño reducido o un fluido muy viscoso. Contrariamente, para obtener un amortiguador blando, con un coeficiente de amortiguación bajo, se requiere un orificio de paso de mayor tamaño o un fluido de baja poca viscosidad.

Debido a condiciones de trabajo variables, en numerosas aplicaciones industriales un comportamiento dinámico óptimo requiere de un grado de amortiguamiento regulable [Ayd2007] [Sym1999] [Lam2001] [Lia2003]. Una opción para conseguir esta regulación es modificar la geometría del orificio de paso del fluido según las condiciones de trabajo en cada instante [Kur1999]. Esta opción presenta un tiempo de reacción relativamente lento, lo que limita sus posibles áreas de aplicación. Como alternativa a estos sistemas, recientemente está creciendo el interés en aquellos amortiguadores que utilizan fluidos cuya viscosidad se puede modificar mediante un impulso externo [Lor2004]. Dentro de este grupo de amortiguadores inteligentes se diferencian dos tipos principales: los amortiguadores electrorreológicos (ER) y los amortiguadores magnetorreológicos (MR). Ambos amortiguadores se caracterizan por su rapidez de respuesta, simplicidad estructural y bajo coste de mantenimiento [Lor2004].

La principal diferencia entre los amortiguadores ER y MR es que los ER responde ante un campo eléctrico, mientras que en los amortiguadores MR el impulso externo es un campo magnético. Según Carlson *et al.* [Car1994b], los amortiguadores MR muestran un umbral inicial superior a los

amortiguadores ER, ofrecen un control más flexible y son menos sensibles ante elementos contaminantes o temperaturas extremas.

Un amortiguador MR se puede considerar un amortiguador hidráulico en el que, en lugar de un aceite mineral convencional, posee un fluido MR. Gracias a la implementación de un circuito magnético capaz de generar un campo magnético, se controlan las propiedades reológicas del fluido MR, y de este modo, se controla la respuesta del amortiguador MR. En la Figura 4.1 se muestra un ejemplo de un amortiguador MR.

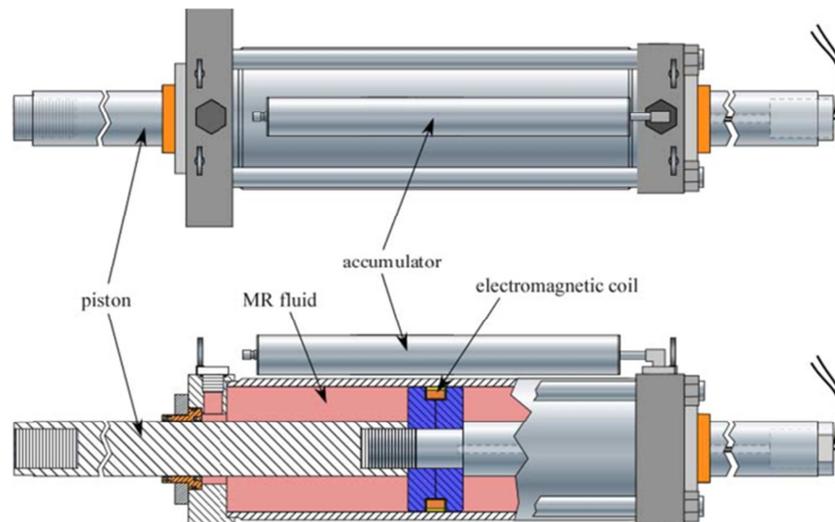


Figura 4.1 Ejemplo de un amortiguador MR [Dyk1996].

El diseño de un amortiguador MR determina el modo de trabajo del fluido. Existen tres modos principales de trabajo del fluido dentro de un amortiguador: cizalla, válvula y mixto. El modo cizalla se da debido a una tensión de cizalla τ_c y se utiliza principalmente en aquellos amortiguadores que no requieran fuerzas elevadas [Poy2001]. El modo válvula se debe a la diferencia de presión que existe en las dos cámaras, P_1 y P_2 , y el modo mixto es la superposición de los modos cizalla y válvula. Estos dos últimos modos de flujo se utilizan en amortiguadores MR para alcanzar fuerzas y recorridos elevados [Hon2008a]. Para un fluido newtoniano, en modo cizalla se obtiene un perfil de velocidades (u) lineal (Figura 4.2.a), en modo válvula el perfil de velocidades es parabólico (Figura 4.2.b), y en modo mixto, el perfil de velocidades es la suma de los dos modos descritos (Figura 4.2.c). Debido a que en un amortiguador hidráulico el fluido se encuentra confinado en una cavidad cerrada, los modos más habituales de trabajo dentro de un amortiguador hidráulico son el modo válvula y el modo mixto.

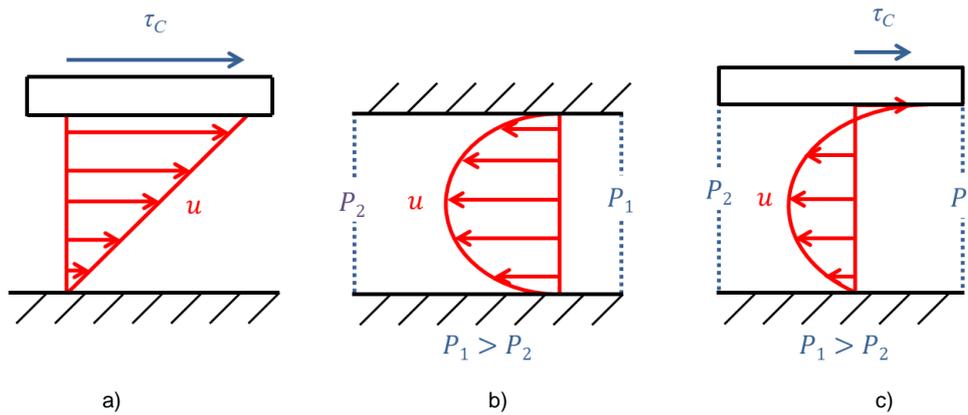


Figura 4.2 Perfiles de velocidad de un fluido Newtoniano en modo; a) cizalla; b) válvula; c) mixto.

Debido al umbral de cizalladura que presentan los fluidos MR ante la aplicación de un campo magnético, los amortiguadores MR presentan un umbral de fuerza (Figura 4.3). Este umbral es la fuerza mínima necesaria que se debe aplicar al amortiguador para superar el umbral de cizalladura del fluido MR y por tanto, es la fuerza requerida para que el amortiguador funcione como tal. Teniendo en cuenta dicha fuerza umbral, el régimen de trabajo de un amortiguador MR se puede clasificar en el régimen de amortiguamiento pre-umbral y en el régimen de amortiguamiento post-umbral. El régimen pre-umbral se da a velocidades bajas, mientras que el post-umbral se da a velocidades elevadas [Lin2000].

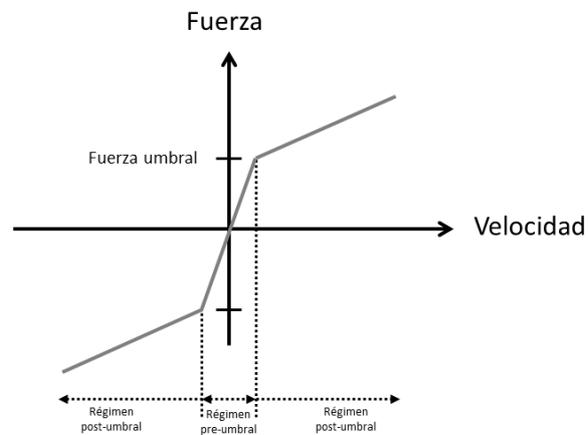


Figura 4.3 Regímenes de trabajo de un amortiguador MR.

El objetivo de este capítulo es diseñar amortiguadores MR y determinar la fuerza que pueden realizar en base al diseño que presentan. Para ello se han analizado dos prototipos de amortiguadores con diferentes modos de trabajo del fluido. El primer prototipo de amortiguador MR hace trabajar al fluido en modo válvula, y el campo magnético se aplica mediante imanes permanentes externos. En el segundo prototipo de amortiguador MR, el fluido trabaja en modo mixto, y el campo magnético se aplica mediante una bobina electromagnética.

La fuerza de amortiguamiento que ejercen ambos prototipos se ha determinado teóricamente en función de los parámetros que definen el diseño de los amortiguadores MR: el modo de trabajo, la geometría, el circuito magnético y el comportamiento magnetorreológico de los fluidos MR. En ambos prototipos, inicialmente, se ha supuesto que el flujo del fluido MR es estacionario y laminar entre dos placas paralelas infinitas. Posteriormente, este flujo se ha adaptado a la geometría de cada prototipo.

4.2. Amortiguador MR en modo válvula

El diseño del amortiguador en modo válvula consta de un pistón con dos vástagos y el fluido circula a través de un bypass externo (Figura 4.4.a). En este bypass externo se encuentra un conducto de aluminio con un orificio de sección rectangular de 8 x 1 mm en el que se da el flujo en modo válvula y dónde se aplica un campo magnético perpendicular al flujo mediante imanes permanentes externos. Este prototipo de amortiguador fue desarrollado por Mikel Zubieta para la realización de su tesis doctoral [Zub2009b].

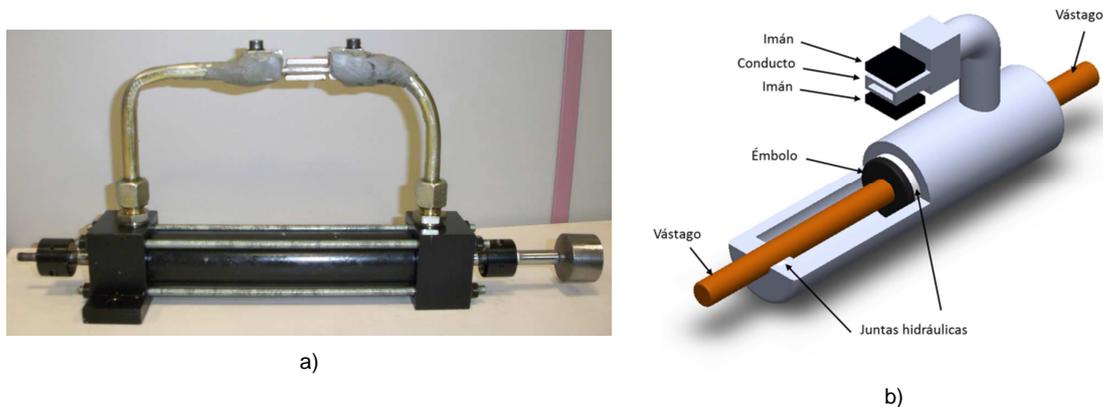


Figura 4.4 Prototipo de amortiguador MR en modo válvula; a) Foto; b) Esquema.

Con el fin de magnificar el efecto MR del amortiguador, el confinamiento del fluido se ha realizado con juntas hidráulicas de baja fricción de dos tamaños. Por una parte, entre los vástagos y el cuerpo del amortiguador se han utilizado una guía Turcite Slyding-wear ring GR6500100-T51 (Trelleborg) y una junta Turcon Variseal M2 RVA100100 (Trelleborg). De forma análoga, entre el émbolo y el cuerpo del amortiguador se han utilizado una guía Turcite Slyding-wear ring GP6500250-T51 (Trelleborg) y dos juntas Turcon Variseal M2 PVA100250 (Trelleborg).

La intensidad del campo magnético en el conducto se ha controlado modificando el número de imanes a cada lado del conducto y la distancia entre ellos. Se han utilizado dos modelos de imanes permanentes de Neodimio: los imanes NB025A de grado N35 (Eclipse Magnetics Ltd.) con dimensiones de 25 x 10 x 1 mm; y los imanes N750-RB (Eclipse Magnetics Ltd.) con unas dimensiones de 25 x 10 x 3 mm. Para controlar el espacio entre los imanes se han utilizado espaciadores de tereftalato de polietileno (PET) con un espesor de 1 mm. Mediante la aplicación de estos imanes y espaciadores en la parte superior e inferior del conducto, se han definido diferentes campos magnéticos cuyas intensidades de campo magnético se recogen en la Tabla 4.1.

Tabla 4.1 Configuraciones de imanes y espaciadores, e intensidades de campo magnético en el prototipo de amortiguador en modo válvula.

Nº	Parte superior	Parte inferior	Intensidad del campo magnético, H [kA/m]
1	-	-	0
2	2 x NB025A + 2 x PET	2 x NB025A + 2 x PET	99,5 ± 10,1
3	3 x NB025A + 2 x PET	1 x N750-RB + 2 x PET	143,2 ± 12,9
4	4 x NB025A + 2 x PET	1 x N750-RB + 1 x NB025A + 2 x PET	175,1 ± 14,9
5	5 x NB025A + 2 x PET	2 x N750-RB + 2 x PET	218,8 ± 19,7
6	5 x NB025A + 1 x PET	2 x N750-RB + 1 x PET	282,5 ± 22,6

Excluyendo el conducto, el resto del circuito hidráulico del prototipo se ha diseñado con el fin de minimizar las pérdidas viscosas. Este diseño permite despreciar las pérdidas viscosas en el resto del circuito hidráulico y considerar que la diferencia de presión a ambos lados del émbolo se debe únicamente a la diferencia de presión en el conducto. Así, la fuerza de amortiguación viscosa, F , de este prototipo de amortiguador depende de la diferencia de presión en el conducto (Ec. 4.1).

$$F = -\Delta P \cdot A_e \quad \text{Ec. 4.1}$$

siendo ΔP la diferencia de presión en el conducto y A_e el área efectiva del émbolo. En este amortiguador el diámetro de embolo es de 25 mm, y el de los vástagos de 10 mm. Esto se traduce en un área efectiva del émbolo, A_e , de 412,33 mm². Por otra parte, el conducto en el que se aplica el campo magnético tiene una longitud de 25 mm con una sección rectangular de 8 mm de anchura y 1 mm de altura. Si se considera que las propiedades del fluido se mantienen constantes en el eje longitudinal, la diferencia de presión ΔP en el conducto se traduce en una diferencia de presión por unidad de longitud p uniforme en dicho eje (Ec. 4.2).

$$p = \frac{\Delta P}{L} \quad \text{Ec. 4.2}$$

siendo L la longitud del conducto. Para relacionar la fuerza de amortiguamiento con el movimiento del amortiguador se debe analizar el flujo que se da en el conducto en función de la diferencia de presión. Para ello, teniendo en cuenta que la dimensión transversal del conducto es mucho mayor que la vertical, se puede considerar el conducto como un sistema de dos placas paralelas infinitas [Wan2006]. A continuación, se analiza el comportamiento magneto-hidro-dinámico de este prototipo de amortiguador teniendo en cuenta el comportamiento magnetorreológico de los fluidos MR y el diseño del amortiguador. Para ello, en primer lugar se formula el problema en modo válvula entre dos placas paralelas infinitas y se obtiene la distribución de la tensión de cizalladura en el gap. A continuación, teniendo en cuenta el comportamiento magnetorreológico de los fluidos MR, se han analizado los regímenes de trabajo de este amortiguador. En el régimen pre-umbral, una diferencia de presión se traduce en un perfil de desplazamientos, y la fuerza de amortiguamiento depende del desplazamiento del amortiguador. En el régimen post-umbral la diferencia de presión se traduce en

un perfil de velocidades y la fuerza de amortiguamiento es dependiente de la velocidad del amortiguador.

4.2.1. Análisis del modo válvula entre placas paralelas infinitas

En la Figura 4.5.a se define el modo válvula entre dos placas paralelas infinitas fijas sometido a una diferencia de presión entre P_1 y P_2 . Los ejes del problema analizado se definen como l longitudinal, y vertical y b transversal; y las dimensiones del conducto como: L longitud, h altura del gap y W anchura. Debido a que se considera el problema entre dos placas paralelas infinitas, las fuerzas correspondientes al eje transversal se desprecian. De este modo, las fuerzas que actúan en un diferencial del fluido con dimensiones Δb , Δy y Δl se muestran en la Figura 4.5.b.

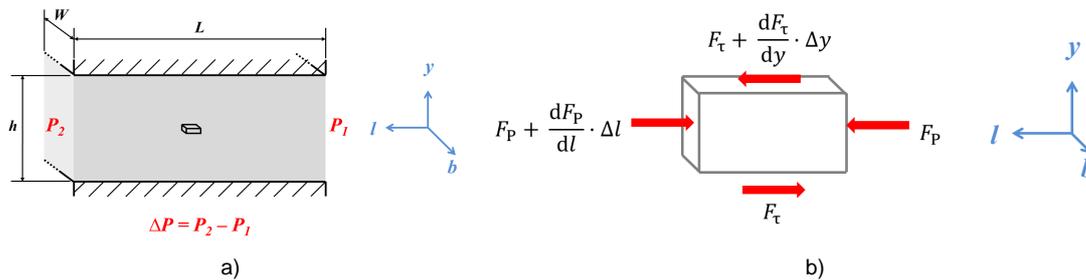


Figura 4.5 Flujo en modo válvula; a) esquema del sistema analizado; b) fuerzas que actúan en un diferencial del fluido.

Como el flujo se considera estacionario, la suma de las fuerzas actuante en un diferencial debe ser nula.

$$\sum F = F_p - \left(F_p + \frac{dF_p}{dl} \cdot \Delta l \right) - F_\tau + \left(F_\tau + \frac{dF_\tau}{dy} \cdot \Delta y \right) = 0, \quad \text{Ec. 4.3}$$

siendo F_p y F_τ las fuerzas debidas a la presión y a la tensión de cizalladura respectivamente.

$$F_p = P \cdot \Delta b \cdot \Delta y \quad \text{Ec. 4.4}$$

$$F_\tau = \tau \cdot \Delta b \cdot \Delta l \quad \text{Ec. 4.5}$$

A partir de dichas expresiones se obtienen las derivadas de F_p y F_τ respecto a la longitud y a la altura respectivamente.

$$\frac{dF_p}{dl} = \frac{dP}{dl} \cdot \Delta b \cdot \Delta y \quad \text{Ec. 4.6}$$

$$\frac{dF_\tau}{dy} = \frac{d\tau}{dy} \cdot \Delta b \cdot \Delta l \quad \text{Ec. 4.7}$$

Por lo tanto, introduciendo dichas expresiones en la ecuación del sumatorio de fuerzas actuantes de un diferencial del fluido (Ec. 4.3), se obtiene la expresión que determina la variación de la tensión de

cizalladura a lo largo del eje vertical del conducto, que está determinada por la diferencia de presión por unidad de longitud p .

$$\frac{d\tau}{dy} = \frac{dP}{dl} = p \quad \text{Ec. 4.8}$$

A partir de la ecuación Ec. 4.8 se obtiene la distribución de la tensión de cizalladura a lo largo del eje vertical.

$$\tau(y) = \int p \cdot dy = p \cdot y + C_1 \quad \text{Ec. 4.9}$$

donde y es la posición en el eje vertical y C_1 es una constante de integración. En modo válvula, si las propiedades del fluido no cambian en función de la posición vertical, el perfil de flujo debe ser simétrico respecto a $y = h/2$ [Lin2000]. Este hecho conlleva que el perfil de la tensión de cizalladura sea una función anti-simétrica respecto a $y = h/2$. De este modo, se puede determinar la constante de integración, C_1 , y obtener la distribución de la tensión de cizalladura a lo largo del eje vertical.

$$\tau = p \cdot \left(y - \frac{h}{2} \right) \quad \text{Ec. 4.10}$$

Dicha distribución lineal de la tensión de cizalladura es válida para cualquier tipo de fluido entre dos placas paralelas infinitas sometido a una diferencia de presión. En la Figura 4.6 se muestra el perfil de la tensión de cizalladura para el caso de que la presión decaiga a lo largo del eje longitudinal ($\Delta P < 0$), lo que da lugar a una tensión de cizalladura que decrece de forma lineal a lo largo del eje vertical.

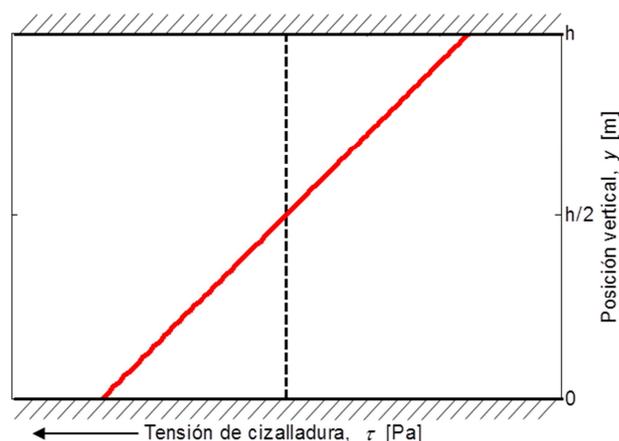


Figura 4.6 Perfil de la tensión de cizalladura en modo válvula para una presión que decrece en el eje longitudinal.

Debido a que el comportamiento reológico de los fluidos MR está determinado por el umbral de cizalladura [Gen2002], según la distribución de la tensión de cizalladura en el gap se pueden dar dos casos. Por una parte, si la tensión no sobrepasa el umbral de cizalladura en ningún punto del gap, el

fluido trabaja en el régimen pre-umbral y se da una deformación del fluido. Por otra, se puede dar el caso de que la tensión de cizalladura sobrepase el umbral de cizalladura en los extremos del gap y se da un flujo del fluido MR.

El hecho de que el fluido MR trabaje en el régimen pre- o post-umbral dependerá, además de la geometría del conducto analizado, de la magnitud de la diferencia de presión aplicada a ambos lados del conducto y del umbral de cizalladura del fluido MR. La transición entre los regímenes pre- y post-umbral la determina la diferencia de presión mínima para que la tensión de cizalladura alcance el umbral del fluido en un extremo del gap. Esta diferencia de presión mínima se denomina diferencia de presión umbral, p_0 , y se obtiene en la siguiente ecuación.

$$\tau(y = 0) = p_0 \cdot \left(-\frac{h}{2}\right) = \tau_0 \quad \rightarrow \quad p_0 = -\frac{2 \cdot \tau_0}{h} \quad \text{Ec. 4.11}$$

Mediante la diferencia de presión umbral, p_0 , se determinan los regímenes de trabajo del amortiguador. De este modo, teniendo en cuenta que la presión decrece a lo largo del eje longitudinal, el régimen pre-umbral se da para diferencias de presiones entre $p_0 < p < 0$, y el régimen post-umbral para $p < p_0$.

4.2.2. Régimen pre-umbral en modo válvula

En este apartado se analiza la respuesta magneto-hidro-dinámica de este prototipo de amortiguador en el régimen pre-umbral. El modelo reológico pre-umbral propuesto en esta tesis doctoral (Ec. 3.8) es válido para tensiones de cizalla positivas, por lo que se ha adaptado para tensiones negativas según la siguiente ecuación.

$$\begin{aligned} \tau \geq 0 & \quad \rightarrow \quad \tau = \tau_0 \cdot e^{-\frac{K_p}{\gamma}} \\ \tau < 0 & \quad \rightarrow \quad \tau = -\tau_0 \cdot e^{\frac{K_p}{\gamma}} \end{aligned} \quad \text{Ec. 4.12}$$

En la Figura 4.7 se muestra el modelo pre-umbral propuesto para tensiones positivas y negativas.

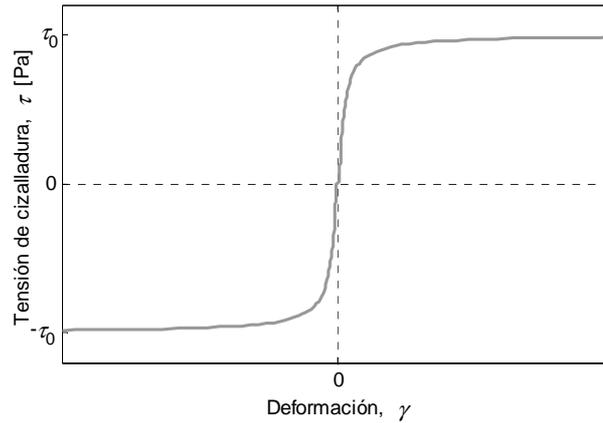


Figura 4.7 Modelo pre-umbral propuesto en todo el rango de tensiones.

Para establecer el perfil de desplazamientos en el conducto se ha dividido el gap en dos intervalos según el signo de la tensión de cizalladura: el Intervalo 1 ($0 \leq y \leq h/2$) tiene una tensión de cizalladura positiva y el Intervalo 2 ($h/2 \leq y \leq h$) presenta una tensión de cizalladura negativa. A continuación se analiza el perfil de desplazamientos en cada uno de los dos intervalos.

- **Intervalo 1:** $0 \leq y \leq h/2$

El perfil de desplazamientos en este intervalo se obtiene a partir de la distribución de la tensión de cizalladura en modo válvula (Ec. 4.10) y la tensión de cizalladura según el modelo pre-umbral propuesto es (Ec. 4.12).

$$\tau = \tau_0 \cdot e^{-\frac{K_p}{\gamma}} = p \left(y - \frac{h}{2} \right) \quad \text{Ec. 4.13}$$

Por otro lado, se conoce que la deformación, γ , es la derivada del desplazamiento, s , respecto a la posición vertical y .

$$\gamma = \frac{ds}{dy} = -\frac{K_p}{\ln\left(\frac{p}{\tau_0}y - \frac{p \cdot h}{2 \cdot \tau_0}\right)} \quad \text{Ec. 4.14}$$

Por lo tanto, el perfil de desplazamiento para este intervalo 1, s_1 , está definido por la siguiente ecuación.

$$s_1 = -\int \frac{K_p}{\ln\left(\frac{p}{\tau_0}y - \frac{p \cdot h}{2 \cdot \tau_0}\right)} dy \quad \text{Ec. 4.15}$$

Esta integral no tiene solución exacta, por lo que su solución se aproxima a un sumatorio [Nie1965].

$$s_1 = -\frac{K_p \cdot \tau_0}{p} \left[\ln|\ln(w_1)| + \ln(w_1) + \sum_{i=2}^{\infty} \frac{(\ln(w_1))^i}{i \cdot i!} + C_1 \right] \quad \text{Ec. 4.16}$$

donde w_1 es $\left(\frac{p}{\tau_0}y - \frac{p \cdot h}{2 \cdot \tau_0}\right)$ y C_1 es una constante de integración que se resuelve numéricamente mediante la condición de contorno de desplazamiento nulo en el borde inferior.

- **Intervalo 2:** $h/2 \leq y \leq h$

El perfil de desplazamiento en el Intervalo 2 se ha obtenido de forma análoga al Intervalo 1 pero utilizando la expresión del modelo pre-umbral para tensiones negativas (Ec. 4.12). Así, se obtiene el perfil de desplazamientos en el Intervalo 2, s_2 .

$$s_2 = -\frac{K_p \cdot \tau_0}{p} \left[\ln|\ln(w_2)| + \ln(w_2) + \sum_{i=2}^{\infty} \frac{(\ln(w_2))^i}{i \cdot i!} + C_1 \right] \quad \text{Ec. 4.17}$$

donde w_2 es $\left(-\frac{p}{\tau_0}y + \frac{p \cdot h}{2 \cdot \tau_0}\right)$ y C_1 es una constante de integración que se resuelve numéricamente mediante la condición de contorno de desplazamiento nulo en el borde superior.

Una vez se ha obtenido el perfil de desplazamientos para cada uno de los dos intervalos, en la Figura 4.8.a se muestran los perfiles de desplazamiento en modo válvula para tres valores de la diferencia de presión por unidad de longitud, p . A modo de ejemplo, se ha considerado una distancia entre las dos placas paralelas de 1 mm y un fluido con un umbral de cizalladura de 50 Pa y una constante pre-umbral K_p de 0,05. Este valor del gap coincide con la altura del conducto del prototipo de amortiguador en modo válvula. El perfil de desplazamientos presenta un máximo en la posición central del gap. Este punto se corresponde con el valor nulo de la tensión de cizalladura. La deformación presenta un máximo en los dos extremos del gap, ya que en estas zonas se da la máxima tensión de cizalladura absoluta (Figura 4.6). Por otro lado, el perfil de desplazamientos aumenta según aumenta la diferencia de presión.

Para los mismos valores de gap, umbral de cizalladura y constante pre-umbral, en la Figura 4.8.b se muestra, de acuerdo con la diferencia de presión, el volumen desplazado por unidad de anchura, $\Delta V/W$, de acuerdo con la ecuación Ec. 4.18. Se aprecia que con una diferencia de presión negativa se obtiene un volumen desplazado positivo, y viceversa.

$$\Delta V/W = \int_0^h s \cdot dy \quad \text{Ec. 4.18}$$

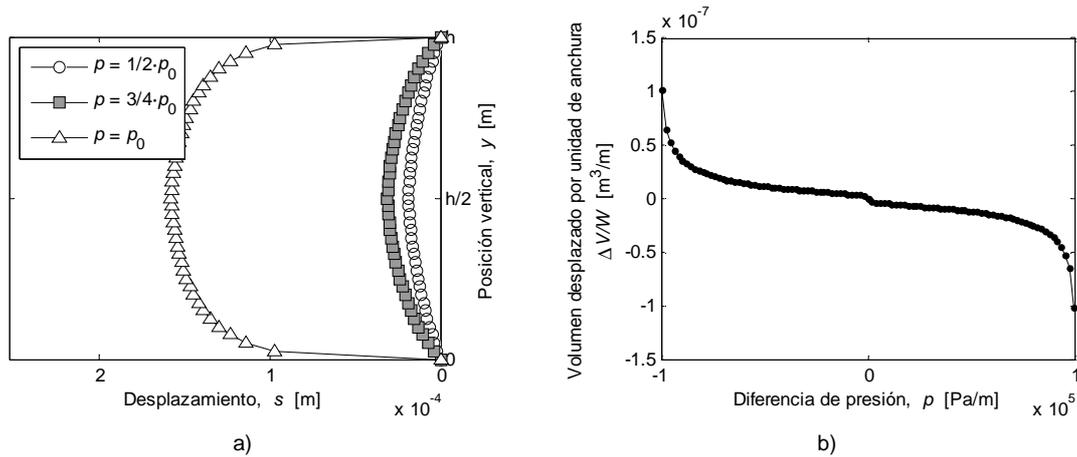


Figura 4.8 Análisis del régimen pre-umbral en modo válvula según la diferencia de presión; a) perfil de desplazamientos; b) volumen desplazado por unidad de anchura.

En la Figura 4.9 se analiza el perfil de desplazamientos en función de los parámetros que determinan el comportamiento pre-umbral de los fluidos MR para una diferencia de presión de -50 kPa/m y un gap de 1 mm.

Por un lado, en la Figura 4.9.a se muestra en perfil de desplazamientos para diferentes valores del umbral de cizalladura del fluido MR para un fluido con una constante pre-umbral K_p de 0,05. Se aprecia que el perfil de desplazamientos decrece según aumenta el valor del umbral de cizalladura. Por otro lado, en la Figura 4.9.b se muestra el perfil de desplazamientos para diferentes valores de la constante pre-umbral K_p para un fluido con un umbral de cizalladura de 100 Pa. El perfil de desplazamiento decrece según disminuye el valor de la constante pre-umbral K_p .

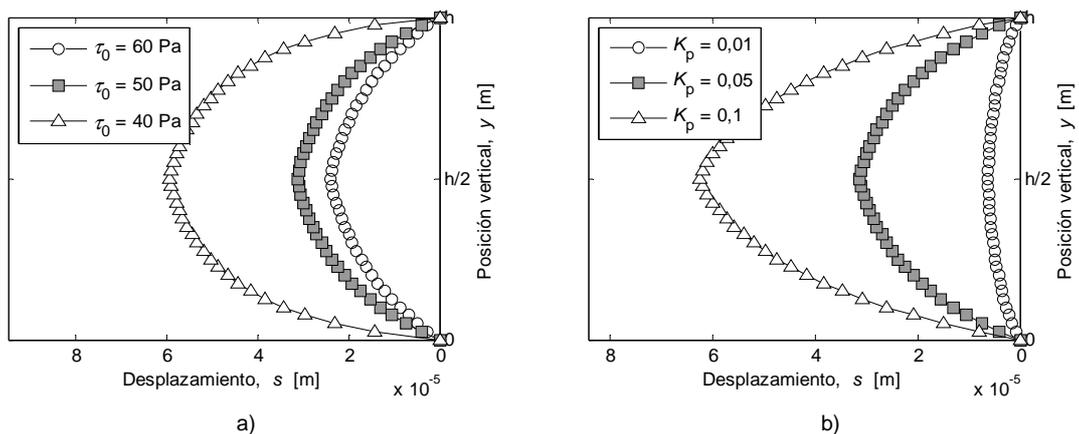


Figura 4.9 Perfil de desplazamiento en modo válvula en el régimen pre-umbral según el modelo propuesto; a) según el umbral de cizalladura; b) según la constante pre-umbral K_p .

El desplazamiento del amortiguador (Δx) se relaciona con el perfil de desplazamientos del fluido MR mediante la variación de volumen por unidad de anchura, $\Delta V/W$, en el conducto. Así, la variación de volumen por unidad de anchura debida al movimiento del amortiguador (Ec. 4.19), debe ser la misma que la variación de volumen por unidad de anchura obtenida a partir del perfil de velocidades

en función de la diferencia de presión (Ec. 4.18). De este modo, se obtiene la diferencia de presión determinada por el movimiento del amortiguador.

$$\frac{\Delta V}{W} = \Delta x \cdot \frac{A_e}{W} \quad \text{Ec. 4.19}$$

Una vez determinada la diferencia de presión por unidad de longitud p se obtiene la fuerza de amortiguamiento según la ecuación Ec. 4.1. En la Figura 4.10 se muestra, a modo de ejemplo, la predicción de la fuerza de amortiguamiento en el régimen pre-umbral del prototipo de amortiguador en modo válvula para el fluido FMR_22Fe a las intensidades del campo magnético de este diseño de amortiguador (Tabla 4.1). La evolución de la fuerza de amortiguamiento en el régimen pre-umbral se muestra según el desplazamiento relativo del amortiguador. Este cálculo no se ha realizado para $H = 0$ kA/m, ya que en ausencia de campo magnético los fluidos MR presentan un umbral de cizalladura insignificante, y por lo tanto no se da el régimen pre-umbral. Los distintos parámetros que determinan el comportamiento reológico del fluido en el régimen pre-umbral han sido determinados a partir de la caracterización realizada en el capítulo anterior de este documento.

Se aprecia que la fuerza de amortiguamiento crece tanto con el incremento de desplazamiento del amortiguador como con la intensidad del campo magnético. Además, las curvas de fuerza de amortiguamiento obtenidas para campos magnéticos entre 99,5 y 282,5 kA/m muestran una tendencia similar, con inicio en $F = 0$ N, y un final asintótico. Tal y como se ha mostrado previamente, existe una diferencia de presión umbral, p_0 , que determina los regímenes de trabajo del amortiguador (Ec. 4.11). Según este valor y la ecuación Ec. 4.1 se determina el valor de la fuerza umbral, F_0 .

$$F_0 = -p_0 \cdot L \cdot A_e \quad \text{Ec. 4.20}$$

La asíntota horizontal que alcanzan las curvas en la Figura 4.10 a altos incrementos de desplazamiento, se corresponde con el valor de la fuerza umbral, F_0 , correspondiente a cada intensidad del campo magnético. Por lo tanto, se puede determinar que en el régimen pre-umbral el amortiguador no sobrepasa el valor de la fuerza umbral. Por otra parte se aprecia que el incremento de desplazamiento necesario para alcanzar la fuerza umbral aumenta de acuerdo a la intensidad del campo magnético.

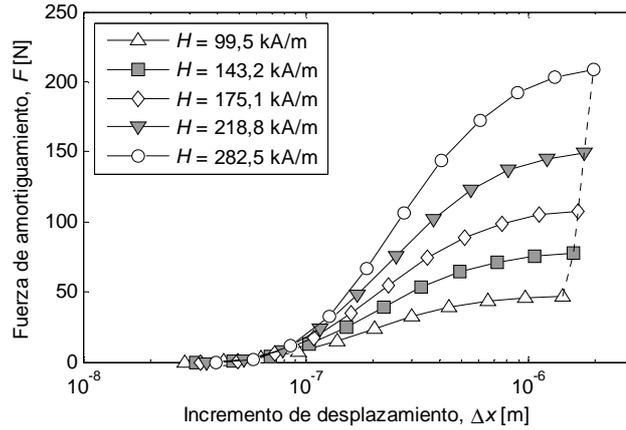


Figura 4.10 Fuerza de amortiguamiento en el régimen pre-umbral del prototipo de amortiguador en modo válvula a diferentes intensidades de campo magnético para el fluido FMR_22FE en función del desplazamiento.

4.2.3. Régimen post-umbral en modo válvula

A continuación se analiza la respuesta magneto-hidro-dinámica del amortiguador en modo válvula en el régimen post-umbral. Para ello, en primer lugar se analiza el perfil de velocidades en el régimen post-umbral utilizando el modelo reológico de Herschel-Bulkley. Este perfil de velocidades ya ha sido analizado teóricamente por Hong *et al.*, pero sin considerar el comportamiento post-umbral de un fluido MR a diferentes intensidades de campo magnético [Hon2008b].

La ecuación de Herschel-Bulkley adaptada a tensiones de cizalladura positivas y negativas.

$$\begin{aligned}
 \tau \leq -\tau_0 &\rightarrow \tau = -\tau_0 - K \cdot \left(-\frac{du}{dy}\right)^n \\
 -\tau_0 \leq \tau \leq \tau_0 &\rightarrow \frac{du}{dy} = 0 \\
 \tau \geq \tau_0 &\rightarrow \tau = \tau_0 + K \cdot \left(\frac{du}{dy}\right)^n
 \end{aligned}
 \tag{Ec. 4.21}$$

El reograma de un fluido MR descrito por el modelo Herschel-Bulkley se muestra en la Figura 4.11.

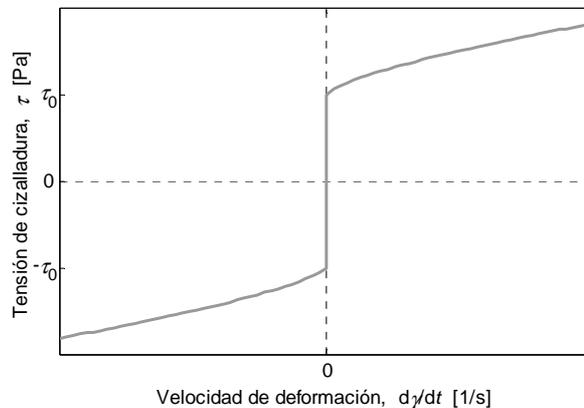


Figura 4.11 Reograma de un fluido MR de acuerdo al modelo Herschel-Bulkley.

En el régimen post-umbral ($p < p_0$), la tensión de cizalladura supera el umbral en los dos extremos del gap. Para determinar el perfil de velocidades se han definido diferentes intervalos según el estado tensional del fluido. En primer lugar, se ha determinado la altura en la que la tensión de cizalladura es la umbral, y_{τ_0} .

$$\tau(y = y_{\tau_0}) = p \cdot \left(y_{\tau_0} - \frac{h}{2} \right) = \tau_0 \rightarrow y_{\tau_0} = \frac{\tau_0}{p} + \frac{h}{2} \quad \text{Ec. 4.22}$$

Utilizando el valor de y_{τ_0} se han definido tres intervalos según se muestra en la Figura 4.12.

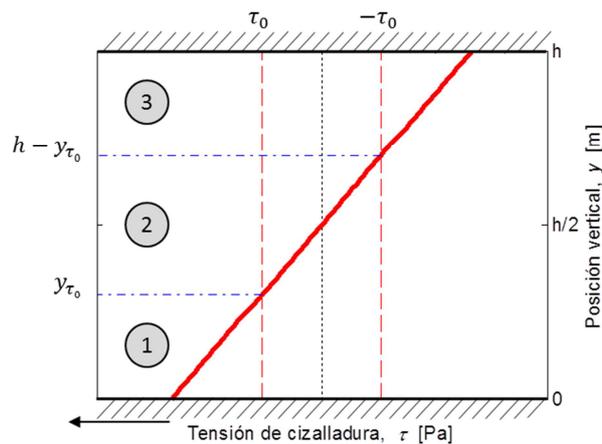


Figura 4.12 Intervalos de flujo según el estado tensional del fluido en el régimen post-umbral en modo válvula.

- **Intervalo 1:** $0 \leq y \leq y_{\tau_0}$

En este primer intervalo la tensión de cizalladura es positiva y superior al umbral de cizalladura. Para determinar el perfil de velocidad, en la ecuación Ec. 4.23 se igualan la distribución de la tensión de cizalladura en el gap (Ec. 4.10) y la tensión de cizalladura según un fluido Herschel-Bulkley (Ec. 4.21).

$$\tau = p \cdot \left(y - \frac{h}{2} \right) = \tau_0 + K \cdot \left(\frac{du}{dy} \right)^n \quad \text{Ec. 4.23}$$

El perfil de velocidades en el Intervalo 1, u_1 se obtiene según la siguiente ecuación.

$$u_1 = \frac{n}{\frac{p}{K} \cdot (n+1)} \cdot \left(\frac{p}{K} \cdot y - \frac{p \cdot h}{2 \cdot K} - \frac{\tau_0}{K} \right)^{\frac{n+1}{n}} + C_1 \quad \text{Ec. 4.24}$$

siendo C_1 una constante de integración que se obtiene mediante la condición de contorno de velocidad nula en el borde inferior.

$$u_1 = \frac{n}{\frac{p}{K} \cdot (n+1)} \cdot \left[\left(\frac{p}{K} \cdot y - \frac{p \cdot h}{2 \cdot K} - \frac{\tau_0}{K} \right)^{\frac{n+1}{n}} - \left(-\frac{p \cdot h}{2 \cdot K} - \frac{\tau_0}{K} \right)^{\frac{n+1}{n}} \right] \quad \text{Ec. 4.25}$$

- **Intervalo 2:** $y_{\tau_0} \leq y \leq h - y_{\tau_0}$

En este intervalo la tensión de cizalladura no supera el umbral de cizalladura. Por lo tanto, según el modelo de Herschel-Bulkley (Ec. 4.23) la velocidad de deformación en el Intervalo 2 es nula, lo que se traduce en una velocidad de flujo constante.

$$\frac{du_2}{dy} = 0 \rightarrow u_2 = C_1 \quad \text{Ec. 4.26}$$

siendo C_1 una constante de integración que se obtiene imponiendo que el perfil de velocidades deber ser continuo. El perfil de velocidades en el Intervalo 2, u_2 (Ec. 4.27).

$$u_2 = u_{1,y=y_{\tau_0}} = \frac{n}{\frac{p}{K} \cdot (n+1)} \cdot \left[\left(\frac{p}{K} \cdot y_{\tau_0} - \frac{p \cdot H}{2 \cdot K} - \frac{\tau_0}{K} \right)^{\frac{n+1}{n}} - \left(-\frac{p \cdot H}{2 \cdot K} - \frac{\tau_0}{K} \right)^{\frac{n+1}{n}} \right] \quad \text{Ec. 4.27}$$

- **Intervalo 3:** $h - y_{\tau_0} \leq y \leq h$

En este intervalo la tensión de cizalladura es negativa e inferior al umbral de cizalladura negativo. El perfil de velocidades en el Intervalo 3, u_3 , se obtienen de forma análoga al Intervalo 1.

$$u_3 = -\frac{n}{-\frac{p}{K} \cdot (n+1)} \cdot \left[\left(-\frac{p}{K} \cdot y + \frac{p \cdot h}{2 \cdot K} - \frac{\tau_0}{K} \right)^{\frac{n+1}{n}} + \left(-\frac{p}{K} \cdot h + \frac{p \cdot h}{2 \cdot K} - \frac{\tau_0}{K} \right)^{\frac{n+1}{n}} \right] \quad \text{Ec. 4.28}$$

Una vez determinado el perfil de velocidades en cada uno de los tres intervalos definidos, se obtiene el perfil de velocidades de un fluido tipo Herschel-Bulkley en modo válvula. En la Figura 4.13.a se analiza el perfil de velocidades según tres valores de diferencia de presión p y un gap de 1 mm para un fluido con un umbral de cizalladura de 50 Pa, una consistencia de $2 \text{ Pa} \cdot \text{s}^n$ y un índice de pseudo-plasticidad de 0,65. El perfil de velocidades es nulo para una diferencia de presión igual a la diferencia de presión umbral. Con diferencias de presión mayores, el perfil de velocidades se caracteriza por una zona central en el que la velocidad de flujo es constante, y dos zonas en los extremos del gap donde la velocidad tiende a 0, ya que el fluido está en contacto con las paredes del conducto. La longitud de la zona central donde se da la velocidad de flujo constante es mayor cuanto menor es la diferencia de presión. Para los mismo valores de gap, umbral de cizalladura, consistencia e índice de pseudo-plasticidad, en la Figura 4.13.b se muestra el caudal por unidad de anchura, Q/W , obtenido mediante la ecuación Ec. 4.29, según la diferencia de presión p .

$$Q/W = \int_0^h u \cdot dy$$

Ec. 4.29

El caudal presenta un valor positivo para una diferencia de presión negativa, y viceversa. Por otro lado, se aprecia que, con presiones inferiores a la diferencia de presión umbral, se obtiene un caudal nulo. Para diferencias de presión superiores a la diferencia de presión umbral, el caudal por unidad de anchura crece de acuerdo a la diferencia de presión.

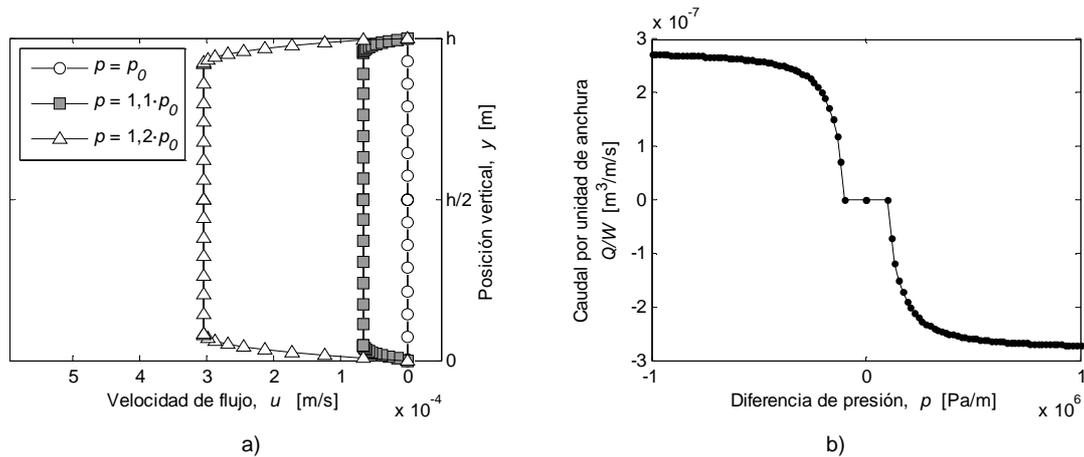


Figura 4.13 Análisis del flujo en modo válvula en el régimen post-umbral de un fluido MR de acuerdo al modelo Herschel-Bulkley según la diferencia de presión; a) perfil de velocidades; b) caudal por unidad de anchura.

En la Figura 4.14 se analiza el perfil de velocidades según los parámetros que determinan el comportamiento reológico de un fluido Herschel-Bulkley con una diferencia de presión de -250 kPa/m y un gap de 1 mm.

En la Figura 4.14.a se compara el perfil velocidades para diferentes valores del umbral de cizalladura para un fluido con una consistencia de $2 \text{ Pa}\cdot\text{s}^n$ y un índice de pseudo-plasticidad de 0,65. Para una visualización más sencilla, las curvas de la velocidad de flujo se han escalado según la velocidad máxima de cada curva. Un umbral de cizalladura menor disminuye la longitud de la zona central en donde la velocidad de flujo es constante, llegando a obtener un perfil parabólico en ausencia de un umbral de cizalladura. En la Figura 4.14.b se muestra el perfil de velocidades para diferentes valores de la consistencia para un umbral de cizalladura de 50 Pa y un índice de pseudo-plasticidad de 0,65. Según aumenta la consistencia del fluido, la magnitud de la velocidad de flujo disminuye. Finalmente, en la Figura 4.14.c se compara el perfil de velocidades para diferentes valores del índice de pseudo-plasticidad para un umbral de cizalladura de 50 Pa y una consistencia de $2 \text{ Pa}\cdot\text{s}^n$. Con mayores valores del índice de pseudo-plasticidad se reducen los niveles de la velocidad de flujo.

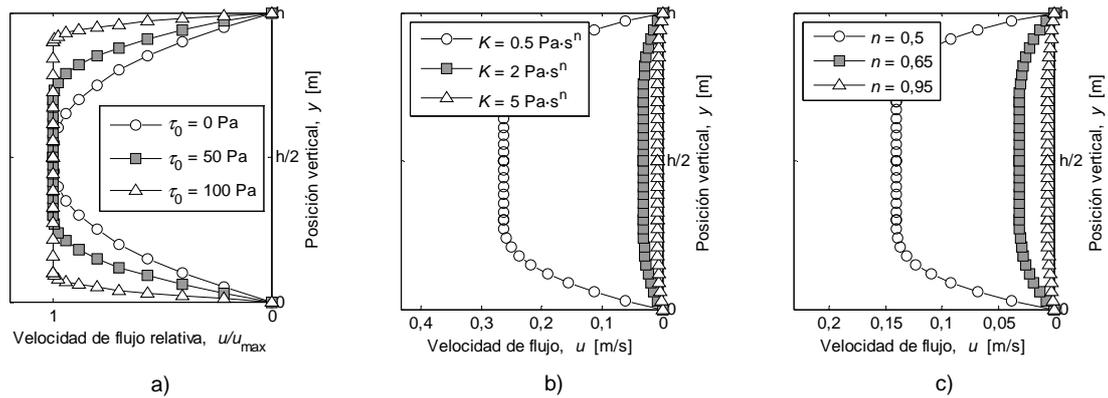


Figura 4.14 Perfil de velocidades de un fluido tipo Herschel-Bulkley en modo válvula; a) según el umbral de cizalladura τ_0 ; b) según la consistencia K ; c) según el índice de pseudo-plasticidad n .

Para obtener la respuesta magneto-hidro-dinámica del amortiguador MR en modo válvula en el régimen post-umbral, en primer lugar se relaciona la velocidad del amortiguador, \dot{x} , con el caudal por unidad de anchura, Q/W , en el conducto:

$$\frac{Q}{W} = \dot{x} \cdot \frac{A_e}{W} = \int_0^h u \cdot dy \quad \text{Ec. 4.30}$$

El caudal por unidad de anchura, Q/W , debida al movimiento del amortiguador (Ec. 4.30), debe ser el mismo que el caudal por unidad de anchura determinada a través del perfil de velocidades obtenido según la diferencia de presión (Ec. 4.29). Una vez determinada la diferencia de presión por unidad de longitud p se obtiene la fuerza de amortiguamiento viscosa según la ecuación Ec. 4.1.

En la Figura 4.15 se muestra, a modo de ejemplo, la predicción de la fuerza de amortiguamiento del prototipo de amortiguador en modo válvula para el fluido FMR_22Fe en el régimen post-umbral en función de la velocidad relativa del amortiguador a las intensidades del campo magnético de este diseño de amortiguador (Tabla 4.1). Se aprecia que la fuerza de amortiguamiento aumenta en función de la velocidad del amortiguador y de la intensidad del campo magnético. Además, las curvas de la fuerza de amortiguamiento a diferentes intensidades de campo magnético, tienen inicio en el valor correspondiente a la fuerza umbral F_0 .

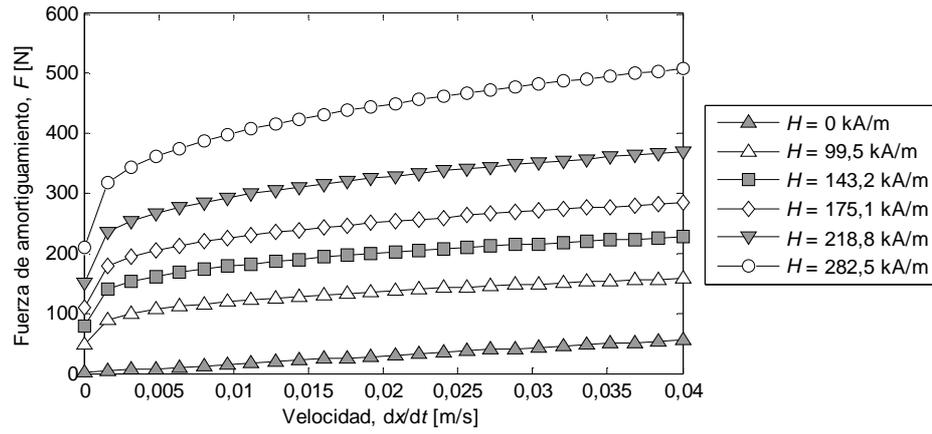


Figura 4.15 Fuerza de amortiguamiento en el régimen post-umbral del prototipo de amortiguador en modo válvula a diferentes intensidades de campo magnético para el fluido FMR_22FE en función de la velocidad.

4.3. Amortiguador MR en modo mixto

El diseño del amortiguador en modo mixto consta de un émbolo con dos vástagos y el fluido circula a través de un gap con forma anular (Figura 4.16). Este gap presenta una altura de 0,75 mm y una longitud total de 26 mm dividido en dos segmentos de 13 mm. Entorno al eje de longitudinal del amortiguador se sitúa una bobina electromagnética que aplica un campo magnético perpendicular al flujo en el gap.

Todas las piezas de este prototipo de amortiguador MR han sido fabricadas en acero inoxidable. Con el objetivo de concentrar el campo magnético en el gap, el émbolo y la carcasa exterior se han fabricado en un acero inoxidable ferromagnético (grado 430). Por otro lado, los dos vástagos se han fabricado en un acero inoxidable de baja permeabilidad magnética (grado 316). El bobinado, aproximadamente de 1050 vueltas, se ha realizado mediante un hilo de cobre de un diámetro de 0,56 mm (RS 357-750).



Figura 4.16 Prototipo de amortiguador MR en modo válvula; a) Foto; b) Esquema.

Para el confinamiento del fluido, se han utilizado juntas hidráulicas de baja fricción entre la carcasa y los vástagos compuestas por una guía Turcite Sliding-wear ring GR6500100-T51 (Trelleborg) y una junta Turcon Variseal M2 RVA100100 (Trelleborg).

Para el diseño del circuito magnético se ha utilizado el software Finite Element Method Magnetics (FEMM). Este software permite realizar simulaciones magneto-estáticas de geometrías planas o axisimétricas. En el caso de este prototipo de amortiguador en modo mixto se ha definido un modelo axisimétrico respecto al eje axial del amortiguador (Figura 4.17.a). En total, el modelo simulado consta de 105711 elementos triangulares y de 53393 nodos. Al émbolo y a la carcasa exterior se les ha asignado el material *430 Stainless Steel*, y a los dos vástagos el acero *316 Stainless Steel*. El bobinado se ha definido con un hilo de 0,56 mm de cobre con una permeabilidad magnética relativa

de 1 y 1050 vueltas. Las simulaciones se han realizado según diferentes valores de la intensidad de alimentación del bobinado. En la Figura 4.17.b se muestran las líneas de flujo magnético obtenidas para una intensidad de alimentación del bobinado de 1,5 A. Se aprecia que las líneas de flujo magnético atraviesan de forma perpendicular el gap del amortiguador MR. Por otro lado, en la Figura 4.17.c se muestra la magnitud de la intensidad del campo magnético para una intensidad de alimentación del bobinado de 1,5 A. Se aprecia que el campo magnético se concentra sobre todo en el núcleo del bobinado y en el gap.

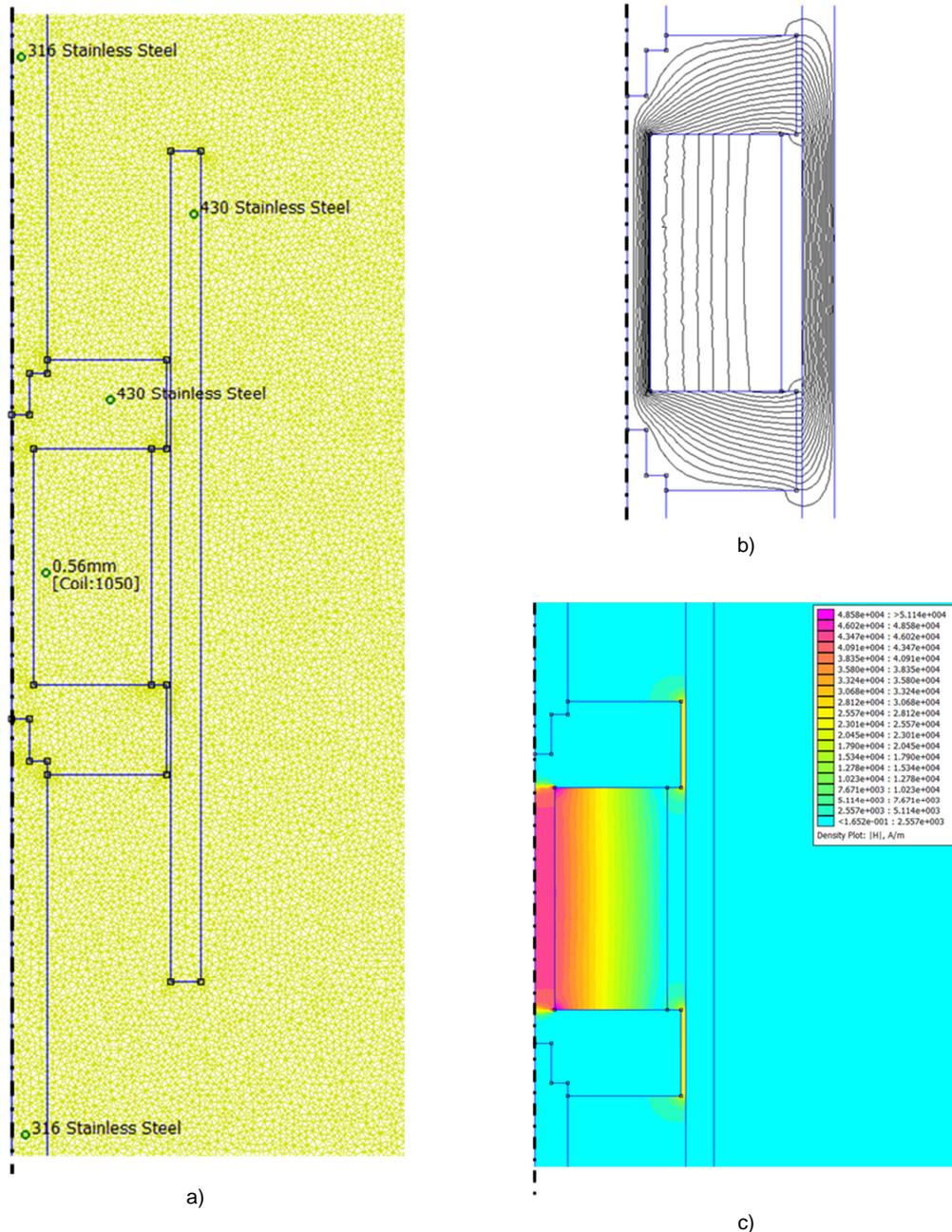


Figura 4.17 Simulación mediante el software FEMM del circuito magnético del amortiguador MR en modo mixto; a) modelo definido; b) líneas de flujo magnético para una intensidad de alimentación de 1,5 A; c) magnitud de la intensidad del campo magnético para una intensidad de alimentación de 1,5 A.

La distribución del campo magnético en el gap obtenida mediante simulaciones numéricas se ha comparado con los resultados experimentales. Para alimentar la bobina electromagnética se ha utilizado la fuente alimentación EP-613A - 24 V - 3 A (Blausonic) y la intensidad del campo magnético se ha medido en seis puntos a largo del gap mediante el gaussímetro GH-55 (Magnet-Physics). En la Figura 4.18 se comparan la distribución de la intensidad del campo magnético experimental y la numérica, a diferentes intensidades de alimentación del bobinado. Se aprecia que para tres intensidades de alimentación los resultados experimentales y los numéricos muestran una buena correlación. Por otro lado, la intensidad del campo magnético se mantiene constante en los dos segmentos longitudinales del gap.

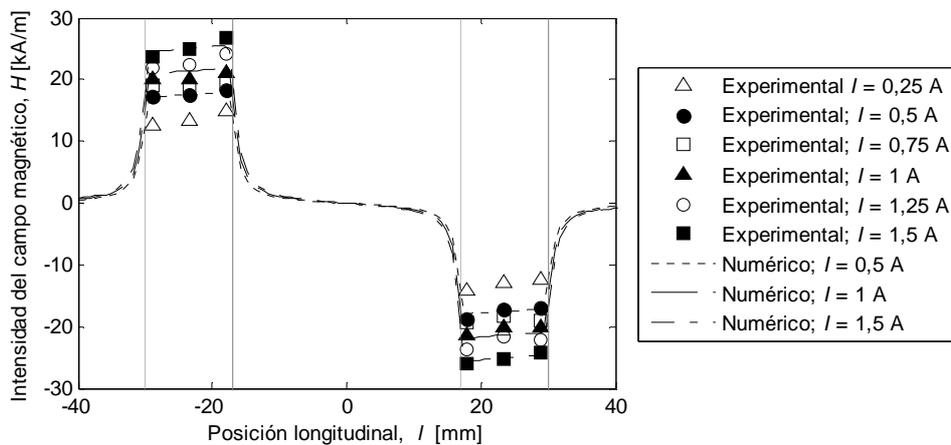


Figura 4.18 Distribución de la intensidad del campo magnético según la posición axial para una posición radial de $r = 22,5$ mm, resultados experimentales y numéricos.

En la Tabla 4.2 se muestran las intensidades de alimentación del bobinado y las del campo magnético (Tabla 4.2).

Tabla 4.2 Intensidades de campo magnético aplicadas en el prototipo de amortiguador en modo válvula.

Nº	Intensidad de alimentación del bobinado, I [A]	Intensidad del campo magnético, H [kA/m]
1	0	0
2	0,5	$17,7 \pm 0,7$
3	1	$20,5 \pm 0,5$
4	1,5	$25,1 \pm 1,2$

Debido al modo de trabajo del fluido en el gap, la fuerza de amortiguamiento para este prototipo de amortiguador se debe a la diferencia de presión a ambos lados del émbolo (ΔP) y a la tensión de cizalladura en el extremo superior del gap ($\tau_{y=h}$).

$$F = -\Delta P \cdot A_e - \tau_{y=h} \cdot A_c$$

Ec. 4.31

siendo A_c el área en contacto con el fluido en el extremo superior del gap y dada por la ecuación.

$$A_c = \pi \cdot d \cdot L$$

Ec. 4.32

siendo d el diámetro del émbolo. En este amortiguador el diámetro interior de la carcasa exterior es de $D = 45,5$ mm; el émbolo presenta un diámetro de $d = 44$ mm y los dos vástagos un diámetro de 10 mm. Estas dimensiones se traducen en una área efectiva del émbolo A_e de $1520,53 \text{ mm}^2$ y, en un gap de 0,75 mm. Por otro lado, como resultado de los dos segmentos del gap, el área del émbolo en contacto con el fluido en el extremo superior del gap es de $A_c = 7187,96 \text{ mm}^2$.

Dado que la altura del gap anular es mucho menor que su diámetro, se puede aproximar el gap como un sistema entre dos placas paralelas infinitas [Hon2008a]. A continuación, en primer lugar se analiza el flujo en modo válvula entre dos placas paralelas infinitas. A continuación, los resultados de este análisis se adaptan al prototipo de amortiguador teniendo en cuenta el régimen pre-umbral y post-umbral del fluido MR que contiene.

4.3.1. Análisis del modo mixto entre placas paralelas infinitas

El perfil de tensiones en modo mixto es la superposición de las tensiones en los modos válvula y cizalla [Hon2008]. Dado que la tensión de cizalladura en modo válvula ya se ha determinado (Ec. 4.10), a continuación se analiza el modo cizalla. En el modo cizalla el fluido está sometido a una tensión en la pared superior, τ_c (Figura 4.19).

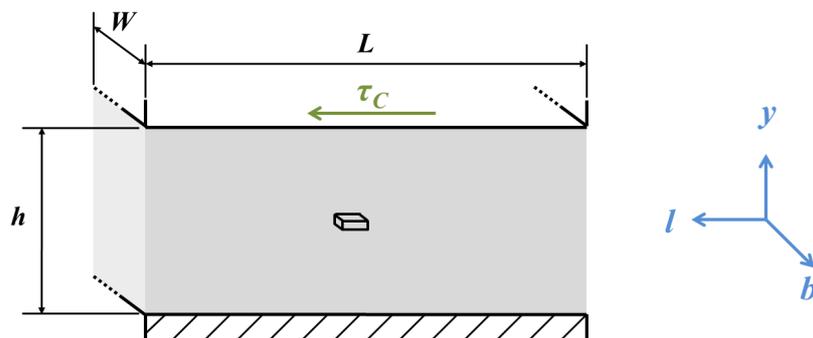


Figura 4.19 Esquema del sistema analizado en modo cizalla.

Como en modo cizalla no existe una diferencia de presión en el eje longitudinal, no se da una variación de la tensión de cizalladura a lo largo del eje vertical.

$$\frac{dP}{dl} = 0 = \frac{d\tau}{dy}$$

Ec. 4.33

Por lo tanto, la tensión de cizalladura que se aplica en la placa superior, τ_c , se transmite de manera uniforme a todo el gap.

$$\tau(y) = \tau_c$$

Ec. 4.34

La distribución de la tensión de cizalladura en modo mixto se obtiene superponiendo la tensión en modo válvula (Ec. 4.10) y la tensión en modo cizalla (Ec. 4.34).

$$\tau = p \cdot \left(y - \frac{h}{2} \right) + \tau_c \quad \text{Ec. 4.35}$$

Esta distribución de la tensión de cizalladura en modo mixto es válida para cualquier tipo de fluido entre dos placas paralelas infinitas sometida a una diferencia de presión por unidad de longitud p y a una tensión de cizalla τ_c . En un amortiguador en modo mixto, la tensión de cizalladura τ_c se da en un sentido inverso a la diferencia de presión, ya que la velocidad del émbolo y el flujo tienen sentido opuesto [Wan2011]. Por lo tanto, en este análisis se estudia el caso en el que la presión decrece a lo largo del eje longitudinal ($p < 0$) y en el que la tensión cizalladura en el eje longitudinal sea negativa ($\tau_c < 0$). En la Figura 4.20 se muestra la distribución de la tensión de cizalladura para dicho caso.

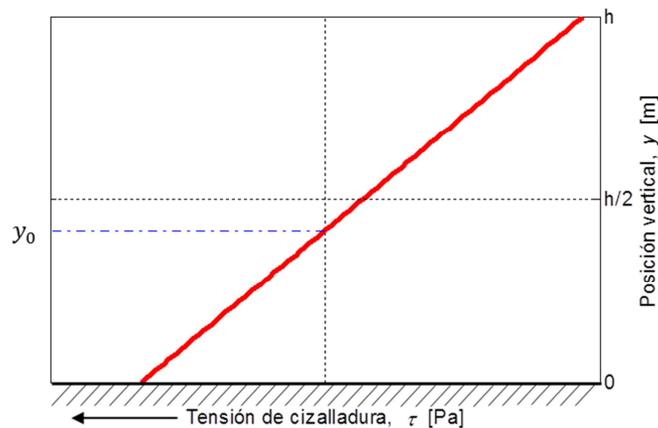


Figura 4.20 Distribución de la tensión de cizalladura en modo mixto.

Se aprecia que en modo mixto el perfil de la tensión de cizalladura no es una función anti-simétrica respecto a la altura del gap. La altura, y_0 , para la que la tensión de cizalladura es nula es:

$$\tau = p \cdot \left(y_0 - \frac{h}{2} \right) + \tau_c = 0 \rightarrow y_0 = \frac{h}{2} - \frac{\tau_c}{p} \quad \text{Ec. 4.36}$$

Cuando la presión decrece a lo largo del eje longitudinal y la tensión cizalla tiene valor negativo, y se cumple que $y_0 < h/2$. De este modo, el máximo absoluto de la tensión de cizalladura se da en $y = h$.

Teniendo en cuenta la distribución de la tensión de cizalladura, y en función de los valores de la diferencia de presión, de la tensión de cizalla y del umbral de cizalladura, se pueden dar diferentes casos.

Si la tensión de cizalladura es inferior al umbral de cizalladura, en todo el gap el fluido trabaja en el modo pre-umbral. Para ello se debe cumplir que $p_0 < p < 0$, siendo p_0 la diferencia de presión umbral obtenida según la siguiente ecuación.

$$\tau(y = h) = p_0 \cdot \frac{h}{2} + \tau_c = -\tau_0 \rightarrow p_0 = -\frac{2 \cdot (\tau_0 + \tau_c)}{h} \quad \text{Ec. 4.37}$$

Si $p < p_0$, se pueden dar otras dos situaciones. Por un lado, que la tensión de cizalladura supere el umbral de cizalladura únicamente en el extremo superior del gap. En esta situación la tensión de cizalladura no supera el umbral de cizalladura en el extremo inferior del gap y se cumple que $p_p < p < p_0$, siendo p_p la diferencia de presión post-umbral (Ec. 4.38).

$$\tau(y = 0) = -p_p \cdot \frac{h}{2} + \tau_c = \tau_0 \rightarrow p_p = -\frac{2 \cdot (\tau_0 - \tau_c)}{h} \quad \text{Ec. 4.38}$$

Según la Ec. 4.38, el flujo se da en el extremo superior del gap, y el perfil de velocidades presenta una forma similar a la mostrada en la Figura 4.21. En este caso, el caudal por unidad de anchura tiene un valor negativo, en el mismo sentido que la velocidad del émbolo del amortiguador. En un amortiguador en modo mixto la velocidad del émbolo y del flujo presentan una dirección opuesta [Wan2011], por lo que este flujo no es compatible con el movimiento del amortiguador. Por lo tanto, para que se dé un flujo post-umbral del fluido MR se debe cumplir la condición $p < p_p$.

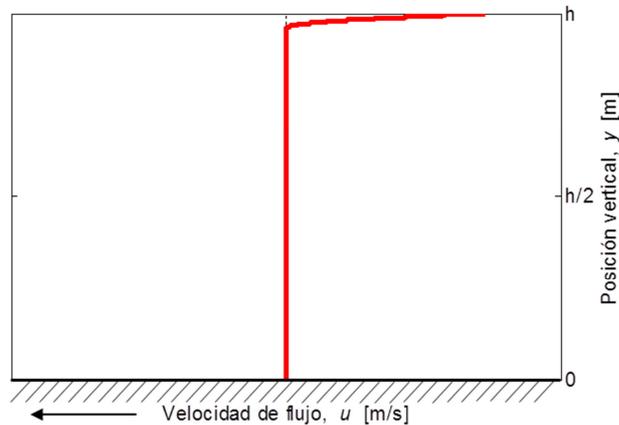


Figura 4.21 Perfil de la velocidad de flujo en el modo mixto cuando $p_p < p < p_0$.

4.3.2. Régimen pre-umbral en modo mixto

A continuación se analiza el comportamiento magneto-hidro-dinámico del amortiguador en modo mixto en el régimen pre-umbral. Para ello se ha seguido un procedimiento similar al utilizado para el amortiguador en modo válvula, dividiendo el gap en dos intervalos según el signo de la tensión de cizalladura.

- **Intervalo 1:** $0 \leq y \leq y_0$

Igualando la tensión de cizalladura en el gap en modo mixto (Ec. 4.35) y la tensión de cizalladura según el modelo pre-umbral propuesto para tensiones positivas (Ec. 4.12) se obtiene la integral que define el perfil de desplazamientos en el Intervalo 1, s_1 .

$$\tau = \tau_0 \cdot e^{-\frac{K_p}{\gamma}} = p \left(y - \frac{h}{2} \right) + \tau_c \quad \text{Ec. 4.39}$$

$$s_1 = - \int \frac{K_p}{\ln \left(\frac{p}{\tau_0} y - \frac{p \cdot h}{2 \cdot \tau_0} + \frac{\tau_c}{\tau_0} \right)} dy \quad \text{Ec. 4.40}$$

Esta integral no tiene solución exacta, por lo que su solución se aproxima a un sumatorio [Nie1965].

$$s_1 = - \frac{K_p \cdot \tau_0}{p} \left[\ln |\ln(z_1)| + \ln(z_1) + \sum_{i=2}^{\infty} \frac{(\ln(z_1))^i}{i \cdot i!} + C_1 \right] \quad \text{Ec. 4.41}$$

donde z_1 es $\left(\frac{p}{\tau_0} y - \frac{p \cdot h}{2 \cdot \tau_0} + \frac{\tau_c}{\tau_0} \right)$ y C_1 es una constante de integración que se resuelve numéricamente mediante la condición de contorno de desplazamiento nulo en el borde inferior.

- **Intervalo 2:** $y_0 < y < h$

El perfil de desplazamientos en el Intervalo 2 se ha obtenido de forma análoga al Intervalo 1 pero utilizando la expresión del modelo pre-umbral para tensiones negativas (Ec. 4.12).

$$s_2 = \frac{K_p \cdot \tau_0}{p} \left[\ln |\ln(z_2)| + \ln(z_2) + \sum_{i=2}^{\infty} \frac{(\ln(z_2))^i}{i \cdot i!} + C_l \right] \quad \text{Ec. 4.42}$$

donde z_2 es $\left(-\frac{p}{\tau_0} y + \frac{p \cdot h}{2 \cdot \tau_0} - \frac{\tau_c}{\tau_0} \right)$ y C_l es una constante de integración que se resuelve numéricamente mediante la condición de continuidad del perfil de desplazamientos.

Una vez se ha obtenido el desplazamiento en cada intervalo, en la Figura 4.22.a se muestran diferentes perfiles de desplazamiento en modo mixto según la diferencia de presión p con una distancia entre las dos placas de 0,75 mm, una tensión de cizalla τ_c de -5 Pa para un fluido con un umbral de cizalladura de 50 Pa, y una constante pre-umbral K_p de 0,05.

A diferencia que en el modo válvula, el perfil de desplazamiento en modo mixto no es simétrico respecto a $y = h/2$. La posición del máximo del desplazamiento se da en y_0 , donde la tensión de cizalladura es nula. Por otra parte, se aprecia que según aumenta el valor de la diferencia de presión aumentan el valor máximo y el mínimo de desplazamiento. En la Figura 4.22.b se muestra el volumen desplazado por unidad de anchura, $\Delta V/W$, según la diferencia de presión obtenida según

la ecuación Ec. 4.18. En este amortiguador la dimensión transversal del gap, W , se define como la circunferencia media en el gap.

$$W = \pi \cdot \left(\frac{D + d}{2} \right) \tag{Ec. 4.43}$$

siendo D el diámetro exterior del gap y d el diámetro interior del gap. En la Figura 4.22.b se aprecia que cuando la diferencia de presión es nula, el volumen desplazado es negativo, ya que en este caso, el fluido está sometido únicamente a una tensión de cizalla negativa. Cuanto mayor es la magnitud de la diferencia de presión mayor es el volumen desplazado por unidad de anchura.

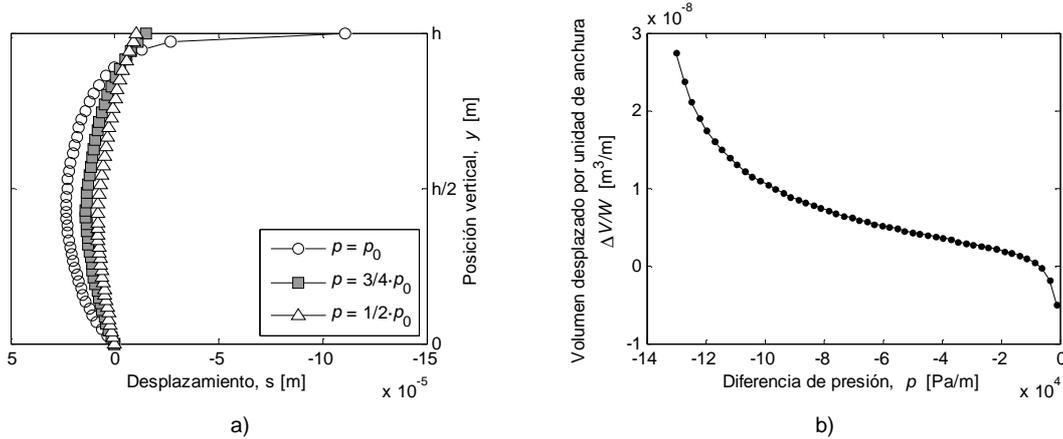


Figura 4.22 Análisis del régimen pre-umbral en modo mixto según la magnitud de la diferencia de presión; a) perfil de desplazamientos; b) volumen desplazado por unidad de anchura.

En la Figura 4.23.a se muestran diferentes perfiles de desplazamiento en modo mixto según la tensión de cizalla τ_c un gap de 0,75 mm, una diferencia de presión de -100 kPa/m para un fluido con un umbral de cizalladura de 50 Pa y una constante pre-umbral K_p de 0,05. Se aprecia que el máximo del perfil de desplazamiento se reduce según aumenta el valor de la tensión de cizalladura en pared τ_c . Al mismo tiempo, el valor mínimo de desplazamiento, que se da en $y = h$, disminuye con el aumento de la magnitud de la tensión de cizalladura en pared τ_c . Esto hecho se traduce en una disminución del volumen desplazado, $\Delta V/W$ (Figura 4.23.b).

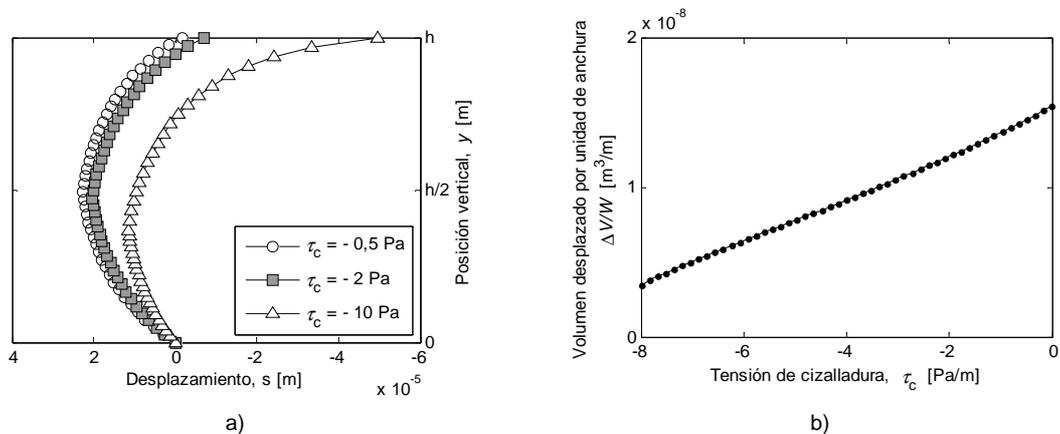


Figura 4.23 Análisis del régimen pre-umbral en modo mixto según la tensión de cizalladura; a) perfil de desplazamientos; b) volumen desplazado por unidad de anchura.

Teniendo en cuenta la geometría del amortiguador, el volumen desplazado de fluido (Ec. 4.18) debe ser el mismo que el desplazamiento del embolo del amortiguador (Ec. 4.19). En segundo lugar, el desplazamiento en $s_{y=h}$ debe ser el mismo que el desplazamiento Δx . Una vez se obtienen los valores de la diferencia de presión y la tensión de cizalla, se obtiene la fuerza de amortiguamiento (Ec. 4.31).

En la Figura 4.28 se muestra, a modo de ejemplo, la fuerza de amortiguamiento teórica del amortiguador en modo mixto para el fluido FMR_22Fe en el régimen pre-umbral según el desplazamiento del amortiguador a las intensidades del campo analizadas (Tabla 4.2). Los distintos parámetros que determinan el comportamiento reológico del fluido se han sido obtenido de su caracterización magnetorreológica.

Se aprecia que la fuerza de amortiguamiento aumenta de acuerdo con la intensidad del campo magnético. Todas las curvas comienzan en $F = 0$ N para desplazamientos muy pequeños, y aumentan hasta alcanzar una asíntota horizontal. Esta asíntota horizontal se corresponde con el valor de la fuerza umbral, F_0 (Ec. 4.44) según el valor de la diferencia de presión umbral, p_0 .

$$F_0 = -p_0 \cdot L \cdot A_e - \tau_{y=h} \cdot A_c$$

Ec. 4.44

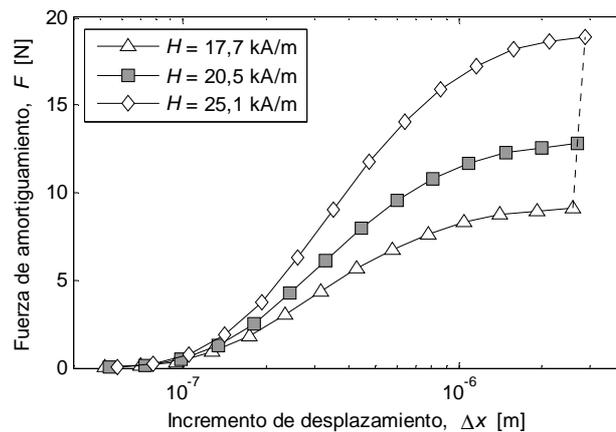


Figura 4.24 Fuerza de amortiguamiento en el régimen pre-umbral del prototipo de amortiguador en modo mixto a diferentes intensidades de campo magnético para el fluido FMR_22FE en función del incremento del desplazamiento.

4.3.3. Régimen post-umbral en modo mixto

Teniendo en cuenta la distribución de la tensión en el gap en modo mixto (Ec. 4.35) se han determinado tres intervalos entre las alturas y_{τ_0} e $y_{-\tau_0}$.

$$\tau(y = y_{\tau_0}) = p \cdot \left(y_{\tau_0} - \frac{h}{2} \right) + \tau_c = \tau_0 \rightarrow y_{\tau_0} = \frac{h}{2} + \frac{\tau_0 - \tau_c}{p},$$

Ec. 4.45

$$\tau(y = y_{-\tau_0}) = p \cdot \left(y_{-\tau_0} - \frac{h}{2} \right) + \tau_c = -\tau_0 \rightarrow y_{-\tau_0} = \frac{h}{2} - \frac{\tau_0 + \tau_c}{p}.$$

Ec. 4.46

Mediante los valores de y_{τ_0} e $y_{-\tau_0}$ el gap se divide en tres intervalos diferentes (Figura 4.25).

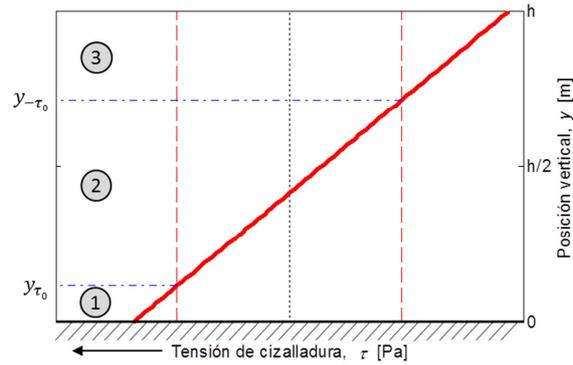


Figura 4.25 Determinación de los diferentes de intervalos de flujo para un fluido tipo Herschel-Bulkley en modo mixto

- **Intervalo 1:** $0 \leq y \leq y_{\tau_0}$

El perfil de velocidades en el Intervalo 1 se obtiene de forma análoga al mismo intervalo en modo válvula.

$$u_1 = \frac{n}{\frac{p}{K} \cdot (n+1)} \cdot \left[\left(\frac{p}{K} \cdot y - \frac{p \cdot H}{2 \cdot K} - \frac{\tau_0}{K} + \frac{\tau_c}{K} \right)^{\frac{n+1}{n}} - \left(-\frac{p \cdot H}{2 \cdot K} - \frac{\tau_0}{K} + \frac{\tau_c}{K} \right)^{\frac{n+1}{n}} \right] \quad \text{Ec. 4.47}$$

- **Intervalo 2:** $y_{\tau_0} \leq y \leq y_{\tau_0} + h/2$

En este intervalo la tensión de cizalladura no supera el umbral de cizalladura. Por lo tanto, la velocidad de flujo es constante. Mediante la condición de un perfil de velocidades continuo se resuelve el perfil de velocidades en el Intervalo 2.

$$u_2 = u_1(y=y_{\tau_0}) = \frac{n}{\frac{p}{K} \cdot (n+1)} \cdot \left[\left(\frac{p}{K} \cdot y_{\tau_0} - \frac{p \cdot H}{2 \cdot K} - \frac{\tau_0}{K} + \frac{\tau_c}{K} \right)^{\frac{n+1}{n}} - \left(-\frac{p \cdot H}{2 \cdot K} - \frac{\tau_0}{K} + \frac{\tau_c}{K} \right)^{\frac{n+1}{n}} \right]. \quad \text{Ec. 4.48}$$

- **Intervalo 3:** $y_{\tau_0} + h/2 \leq y \leq h$

En este intervalo la tensión de cizalladura es negativa e inferior al umbral de cizalladura negativo.

$$u_3 = \frac{n}{\frac{p}{K} \cdot (n+1)} \cdot \left[\left(-\frac{p}{K} \cdot y + \frac{p \cdot H}{2 \cdot K} - \frac{\tau_0}{K} + \frac{\tau_c}{K} \right)^{\frac{n+1}{n}} - \left(-\frac{p}{K} \cdot y_{\tau_0} + \frac{p \cdot H}{2 \cdot K} - \frac{\tau_0}{K} + \frac{\tau_c}{K} \right)^{\frac{n+1}{n}} + \left(\frac{p \cdot H}{2 \cdot K} - \frac{\tau_0}{K} + \frac{\tau_c}{K} \right)^{\frac{n+1}{n}} - \left(-\frac{p}{K} \cdot y_{\tau_0} + \frac{p \cdot H}{2 \cdot K} - \frac{\tau_0}{K} + \frac{\tau_c}{K} \right)^{\frac{n+1}{n}} \right]. \quad \text{Ec. 4.49}$$

Una vez resuelto el perfil de velocidades de cada intervalo, en la Figura 4.26.a se muestra el perfil de velocidades para tres valores de diferencia de presión p , para una tensión de cizalladura en pared τ_c de -5 Pa y un gap de 0,75 mm con un fluido que posee un umbral de cizalladura de 50 Pa, una consistencia de 2 Pa·sⁿ y un índice de pseudo-plasticidad de 0,65. Cuando la diferencia de

presión se corresponde con la diferencia de presión umbral únicamente se da un flujo en el extremo superior. Con diferencias de presiones superiores, la velocidad de deformación se da en ambos extremos del gap con una zona central donde la velocidad de flujo es constante. La longitud de esta zona central es mayor cuanto menor es la diferencia de presión.

Para los mismos valores de gap, umbral de cizalladura, consistencia e índice de pseudo-plasticidad, en la Figura 4.26.b se muestra el caudal por unidad de anchura, Q/W , (Ec. 4.29) en función de la diferencia de presión p . Con valores de diferencia de presión inferiores a p_p (Ec. 4.38) el caudal presenta valores negativos. Este caudal negativo no es compatible con el movimiento del amortiguador [Wan2011].

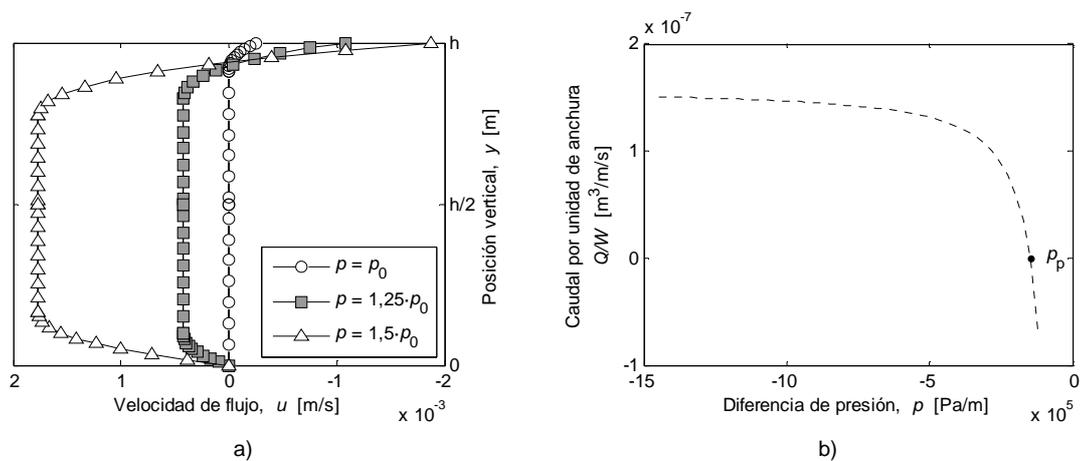


Figura 4.26 Análisis del flujo en modo mixto en el régimen post-umbral de un fluido MR de acuerdo al modelo Herschel-Bulkley según la diferencia de presión; a) perfil de velocidades; b) caudal por unidad de anchura.

En la Figura 4.27.a se muestran diferentes perfiles de velocidad según la tensión de cizalla τ_c para una diferencia de presión de -150 kPa/m y un gap de 0,75 mm para un fluido con un umbral de cizalladura de 50 Pa, una consistencia de $2 \text{ Pa}\cdot\text{s}^n$ y un índice de pseudo-plasticidad de 0,65. Un aumento de la magnitud de τ_c se traduce en una reducción del valor máximo de la velocidad de flujo, y en un incremento del valor mínimo. Este hecho se traduce en una disminución del caudal por unidad de anchura para mayores magnitudes de la tensión de cizalla (Figura 4.27.b).

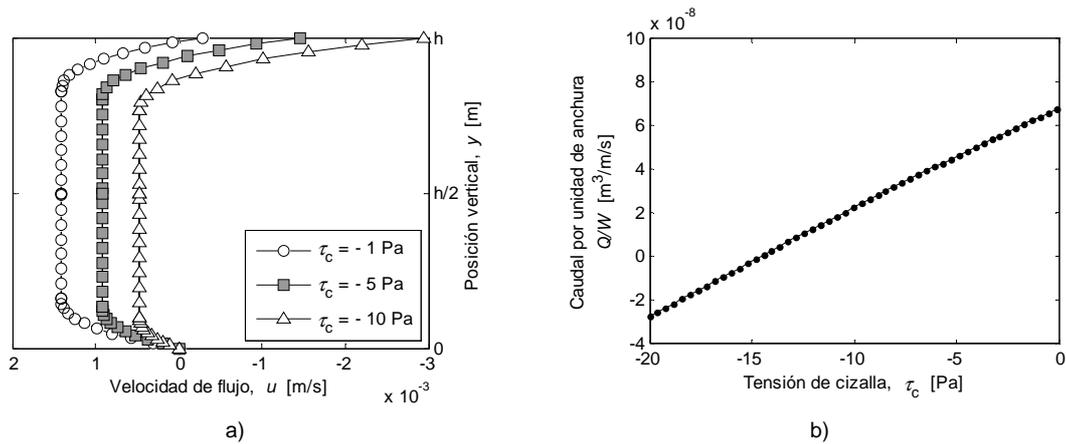


Figura 4.27 Análisis del flujo en modo mixto en el régimen post-umbral de un fluido MR de acuerdo al modelo Herschel-Bulkley según la la tensión de cizalla; a) perfil de velocidades; b) caudal por unidad de anchura.

La fuerza de amortiguamiento se obtiene relacionando los valores de la diferencia de presión, p , y la tensión de cizalla, τ_c con la velocidad del amortiguador. Para ello, por una parte se igualan el caudal por unidad de anchura debido a la velocidad del amortiguador (Ec. 4.30) con el caudal por unidad de anchura debido al perfil de velocidades (Ec. 4.29). Y por otra parte se iguala la velocidad de flujo en el borde superior del gap con la velocidad del amortiguador. De esta manera se determinan los valores de la diferencia de presión y de la tensión de cizalla en función de la velocidad del amortiguador.

En la Figura 4.28 se muestra la predicción de la fuerza de amortiguamiento del amortiguador MR en modo mixto para el fluido FMR_22Fe en el régimen post-umbral en función de la velocidad relativa del amortiguador a las intensidades del campo magnético estudiadas (Tabla 4.2). Los parámetros que determinan el comportamiento reológico post-umbral del fluido MR se han obtenido a partir de la caracterización magnetorreológica de fluido MR y el modelo de Herschel-Bulkley.

Se aprecia que la fuerza de amortiguamiento aumenta de acuerdo a la intensidad del campo magnético y a la velocidad del amortiguador. La fuerza inicial es la fuerza post-umbral F_p , a la que le corresponde la presión post-umbral, p_p .

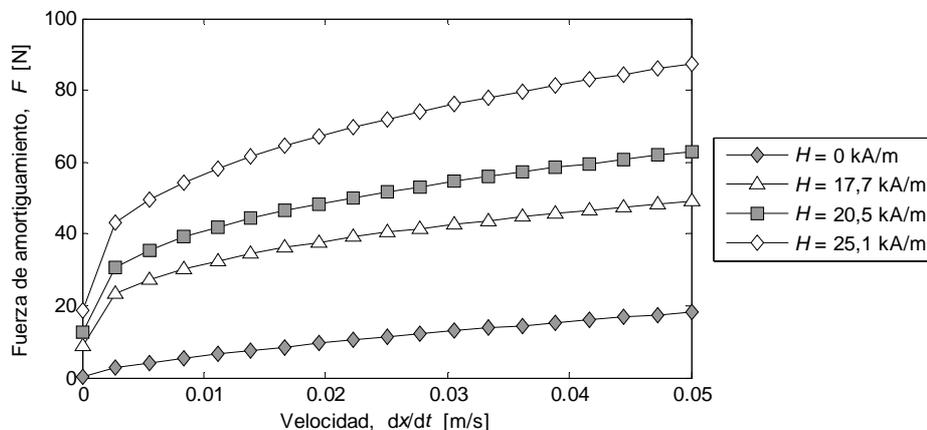


Figura 4.28. Fuerza de amortiguamiento en el régimen post-umbral del prototipo de amortiguador en modo mixto a diferentes intensidades de campo magnético para el fluido FMR_22FE en función de la velocidad.

4.3. Conclusiones

Se han establecido los parámetros principales que determinan el diseño de los amortiguadores MR: el modo de trabajo, la geometría, el circuito magnético y el comportamiento reológico de los fluidos MR:

- La respuesta del amortiguador MR está diferenciada por los regímenes pre- y post-umbral. Estos regímenes se diferencian según la fuerza umbral, siendo ésta dependiente del umbral de cizalladura del fluido MR.
- En el régimen pre-umbral la fuerza de amortiguamiento del amortiguador MR depende del desplazamiento del pistón ya que en dicho régimen, la respuesta del fluido MR depende de la deformación. En el régimen pre-umbral la fuerza de amortiguamiento no supera en ningún caso el valor de la fuerza umbral.
- Por encima de la fuerza umbral, en el régimen post-umbral, la fuerza de amortiguamiento depende de la velocidad del pistón, ya que en dicho régimen el comportamiento reológico del fluido MR depende de la velocidad de deformación.
- En modo válvula, la fuerza de amortiguamiento se debe únicamente a la diferencia de presión entre ambos lados del pistón.
- En el prototipo de amortiguador en modo mixto, la fuerza de amortiguamiento se debe a la diferencia de presión entre ambos lados del pistón, y también a la tensión de cizalla en la pared longitudinal de este pistón.

Capítulo 5

5. Análisis del comportamiento magneto-hidrodinámico de amortiguadores MR

5.1. Introducción

Los amortiguadores magnetorreológicos (MR) son amortiguadores hidráulicos que presentan un comportamiento regulable mediante la aplicación de un campo magnético. Debido a ello, estos amortiguadores se utilizan en sistemas de amortiguación semi-activos para optimizar el comportamiento dinámico de diferentes productos industriales como automóviles [Lin2000] [Dog2008] [Eri2003], aviones [Lee2009] [Cho2003] o lavadoras [Ayd2007].

Medir la capacidad de atenuación de un amortiguador MR es esencial para una exitosa aplicación de los mismos en la industria. Del mismo modo que los amortiguadores convencionales, los amortiguadores MR se caracterizan mediante curvas de fuerza-desplazamiento y fuerza-velocidad. Estas curvas dependen de las condiciones de ensayo, ya que la fuerza de amortiguamiento no solo depende de la velocidad, sino que también del desplazamiento y de la aceleración [Dix1999].

El ensayo habitual para obtener las curvas características de un amortiguador consiste en imponerle un desplazamiento armónico [Sny2001] [Dix1999], mediante un control en lazo cerrado. Por lo tanto, las curvas de desplazamiento, velocidad y aceleración presentan una forma sinusoidal con una determinada amplitud y desfase. Con esta técnica la fuerza de amortiguamiento es la única salida del ensayo.

Existen numerosos trabajos en los que se desarrollan otros métodos de caracterización de amortiguadores. Por ejemplo, imponiendo un desplazamiento que consiste en la superposición de dos armónicos, se obtiene la respuesta del amortiguador a dos frecuencias diferentes en un único ensayo [Kow2002], reduciendo de este modo el número necesario de ensayos para la caracterización completa del amortiguador. La técnica de barrido, también reduce el tiempo de ejecución del ensayo al mínimo [Jam1985]. Por otra parte, Whelan *et al.* proponen utilizar una señal de desplazamiento triangular periódica con el fin de determinar el comportamiento del amortiguador ante una discontinuidad en el movimiento [Whe1995]. Finalmente existe la opción de aplicar una excitación aleatoria [Caf1995]. Cualquiera de los ensayos mencionados exigen un control sobre el movimiento del amortiguador.

Recientemente Zubieta *et al.* han desarrollado un método de caracterización de amortiguadores en el que no se impone un determinado movimiento del amortiguador y la entrada es una excitación oscilatoria [Zub2009c]. Así, con este método las salidas del ensayo son tanto la fuerza de amortiguamiento como las curvas cinemáticas, ya que el movimiento no está impuesto.

Para caracterizar la respuesta de los amortiguadores MR lo habitual es imponer un movimiento armónico al amortiguador MR a diferentes intensidades de campo magnético [Kam1999] [Sny2001] [Yi2001] [Dom2006] [Cho2008]. En estas condiciones cinemáticas, la fuerza de amortiguamiento aumenta según crece la intensidad del campo magnético debido a la modificación de las propiedades reológicas del fluido MR. Debido a ello, la capacidad de disipar energía aumenta de acuerdo con la magnitud del campo magnético aplicado.

En esta investigación se han aplicado dos métodos de caracterización a los dos prototipos de amortiguadores MR analizados. Por una parte, el método que se ha denominado *Movimiento armónico impuesto* en el que se impone un movimiento armónico mediante un actuador hidráulico y un control en lazo cerrado. Por otro lado, el método denominado *Movimiento no impuesto* en el que se aplica una excitación oscilatoria mediante un excitador electro-dinámico en lazo abierto. Ambos métodos se han aplicado en el rango de frecuencias de 1-10 Hz, ya que esta banda cubre gran parte de las aplicaciones industriales donde se demanda un sistema de suspensión semi-activo [Ayd2007] [Gil1992]. La descripción de los dos sistemas de medida, su puesta a punto y la validación de los dos métodos de caracterización se recoge en el *Anexo C: Métodos de caracterización de amortiguadores*.

El comportamiento de los amortiguadores MR está determinado, principalmente, por el comportamiento magnetorreológico del fluido MR [Hit2007]. A su vez, el comportamiento reológico de los fluidos MR sometidos a un campo magnético, está definido por un umbral de cizalladura, que aumenta con la intensidad del campo magnético [Gen2002], y que se traduce una fuerza umbral del amortiguador. Esta fuerza umbral determina el comportamiento del amortiguador MR, ya que con fuerzas inferiores a la fuerza umbral el amortiguador MR trabaja en el régimen pre-umbral [Lin2000]. En este régimen de trabajo, la deformación de fluido, y en consecuencia la fuerza de amortiguamiento de amortiguador, depende del desplazamiento del pistón [Bos2010]. Por el contrario, cuando la fuerza de amortiguamiento supera la fuerza umbral, el amortiguador trabaja en el régimen post-umbral, y la fuerza de amortiguamiento es proporcional a la velocidad del amortiguador MR [Lee1999].

El diseño del amortiguador MR determina el modo de flujo del fluido MR dentro del amortiguador. Los modos válvula y mixto se utilizan para obtener elevadas fuerzas de amortiguamiento en amortiguadores con recorridos largos [Hon2008b]. La fuerza de amortiguamiento de un amortiguador en modo válvula depende únicamente de la diferencia de presión a ambos lados del émbolo [Lin2000]. Por otro lado, en un amortiguador en modo de flujo mixto, la fuerza de amortiguamiento se obtiene mediante la contribución del modo válvula y del modo cizalla [Hon2008a]. Cabe mencionar, que este modo de trabajo es más sensible a los pequeños desajustes entre las partes móviles del amortiguador [Zhu2012].

En este capítulo, en primer lugar se analizan el comportamiento magneto-hidro-dinámico de los dos prototipos de amortiguadores. La respuesta experimental de cada amortiguador se ha comparado con la teórica obtenida en el capítulo 4 de esta memoria. Seguidamente, se analiza la influencia del

modo de trabajo del fluido en la respuesta de los amortiguadores MR comparando la respuesta de los dos prototipos de amortiguadores MR caracterizados con el método *Movimiento armónico impuesto*. Posteriormente, para determinar la influencia del fluido MR en la respuesta de los amortiguadores MR, se ha caracterizado el prototipo de amortiguador en modo válvula con el método *Movimiento armónico impuesto* con los diferentes fluidos MR que se han formulado, caracterizado y modelado en esta tesis doctoral. Finalmente, se analiza la influencia del movimiento aplicado en la respuesta del amortiguador MR. Para ello, se ha caracterizado el prototipo de amortiguador en modo válvula con el fluido MRF-122EG con los dos métodos de caracterización de amortiguadores aplicados en este trabajo: *Movimiento armónico impuesto* y *Movimiento no impuesto*.

Los diferentes ensayos experimentales, una vez comprobada que la magnetización remanente es despreciable, se han realizado aumentando el campo magnético, una vez alcanzado el estado estacionario del amortiguador. Los resultados mostrados en este capítulo son los promedios de los ciclos adquiridos en los 40 s que ha durado cada ensayo.

5.2. Amortiguador en modo válvula

En este apartado se analiza el comportamiento del amortiguador en modo válvula con el fluido MRF-122EG y el método de *Movimiento armónico impuesto*. En la Figura 5.1 se muestra la respuesta de este amortiguador a diferentes intensidades de campo magnético para un movimiento armónico a 1 Hz con un desplazamiento máximo de 3,01 mm.

Los ensayos realizados a diferentes intensidades del campo magnético muestran una curva de desplazamiento idéntica, dado el control en lazo cerrado realizado sobre el movimiento del amortiguador (Figura 5.1.a). Debido al efecto MR del fluido MRF-122EG, según aumenta el campo magnético, la magnitud de fuerza de amortiguamiento crece (Figura 5.1.b). Como se aprecia en esta figura, inicialmente y en un intervalo de tiempo reducido, la fuerza del amortiguador se incrementa hasta un valor prácticamente estable. Este intervalo inicial se relaciona con el régimen pre-umbral del fluido MR [Bos2010], y termina cuando se alcanza la fuerza umbral [Lin2000]. Posterior a este intervalo, y hasta alcanzar la mitad del ciclo, se da un amortiguamiento viscoso con forma elíptica que se debe al régimen post-umbral del fluido MR [Web2009]. Este comportamiento es análogo en el segundo semi-ciclo.

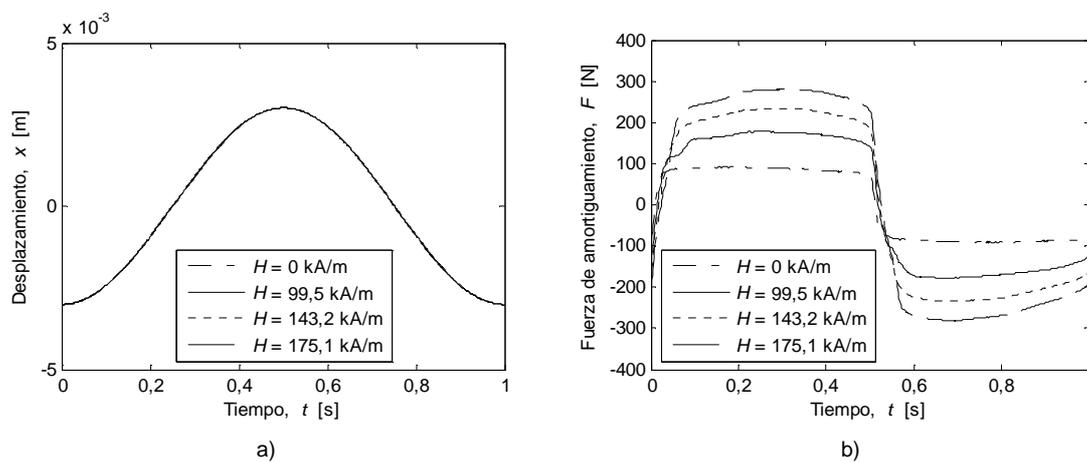


Figura 5.1 Desplazamiento (a) y fuerza (b) del prototipo de amortiguador en modo válvula con el fluido MRF-122EG obtenidos con método *Movimiento armónico impuesto* con un desplazamiento máximo de 3,01 mm a 1 Hz a intensidades de campo magnético de 0 a 175,1 kA/m.

Cuando se aplican fuerzas de amortiguamiento superiores a la resistencia inicial al movimiento, el amortiguador trabaja en el régimen post-umbral [Lin2000]. Esta resistencia inicial al movimiento del amortiguador MR, fuerza umbral, se debe al umbral de cizalladura del fluido MR y a la fricción estática de las juntas hidráulicas.

Para calcular el valor de la fuerza umbral del prototipo de amortiguador en modo válvula con el fluido MRF-122EG se deben utilizar los umbrales de cizalladura de dicho fluido (Figura 3.15) y las ecuaciones Ec. 4.11 y Ec. 4.20. En la Tabla 5.1 se muestran los valores de la fuerza umbral, F_0 , del prototipo de amortiguador en modo válvula con el fluido MRF-122EG para las intensidades del campo magnético que se han aplicado en la caracterización de este amortiguador. Se aprecia que el valor de la fuerza umbral aumenta según crece la intensidad del campo magnético debido al aumento del umbral de cizalladura del fluido MR.

Tabla 5.1 Fuerza umbral del prototipo de amortiguador en modo válvula para diferentes umbrales de cizalladura del fluido MRF-122EG obtenidos en el rango de intensidades de campo magnético de 0 a 282 kA/m.

Nº	Intensidad del campo magnético, H [kA/m]	Umbral de cizalladura, τ_0 [Pa]	Fuerza umbral, F_0 [N]
1	0	2,47	~ 0
2	99,5	3049,5	62,9
3	143,2	5269,8	108,6
4	175,1	7126,3	146,9
5	218,8	9718,0	200,3
6	282,5	13798,9	284,5

La fuerza de fricción estática de las juntas hidráulicas de los dos prototipos se ha analizado en el *Anexo D: Caracterización de la fricción de los amortiguadores MR*. En dicho anexo se aplica el modelo de fricción propuesto por Zubieta *et al.* [Zub2009c] para predecir la fuerza de fricción. Este modelo determina la fricción estática de las juntas hidráulicas, F_{FS} , en función de la frecuencia de excitación según la ecuación.

$$F_{FS} = F_{FS(1Hz)} \cdot f^{-0.17}, \quad \text{Ec. 5.1}$$

siendo $F_{FS(1Hz)}$ el coeficiente de la fricción estática a 1 Hz. Este coeficiente presenta un valor de 32 N para el prototipo de amortiguador en modo válvula. La suma de la fuerza umbral y de la fricción estática determina la resistencia inicial al movimiento del amortiguador MR.

$$F_{\min} = F_0 + F_{FS} \quad \text{Ec. 5.2}$$

La resistencia inicial al movimiento del amortiguador MR, F_{\min} , es la que determina los regímenes de trabajo [Lin2000]. De este modo, cuando se aplican fuerzas de amortiguamiento superiores a F_{\min} , se superan tanto la fricción estática de las juntas como la fuerza umbral debido al umbral de cizalladura del fluido MR y el amortiguador trabaja en el régimen post-umbral.

En la Figura 5.2 se muestran los regímenes de trabajo del amortiguador en modo válvula a diferentes intensidades de campo magnético obtenidas con el método de caracterización *Movimiento armónico impuesto* con un desplazamiento máximo de 1,013 mm y a 1 Hz. Al inicio del ciclo el amortiguador MR trabaja en el régimen pre-umbral debido a que la velocidad inicial es nula y no se supera la resistencia inicial del amortiguador. Se aprecia que al comienzo de cada semi-ciclo

se da un incremento brusco de la fuerza de amortiguamiento y que el régimen post-umbral se alcanza en un tiempo breve, dado que el movimiento del amortiguador está impuesto.

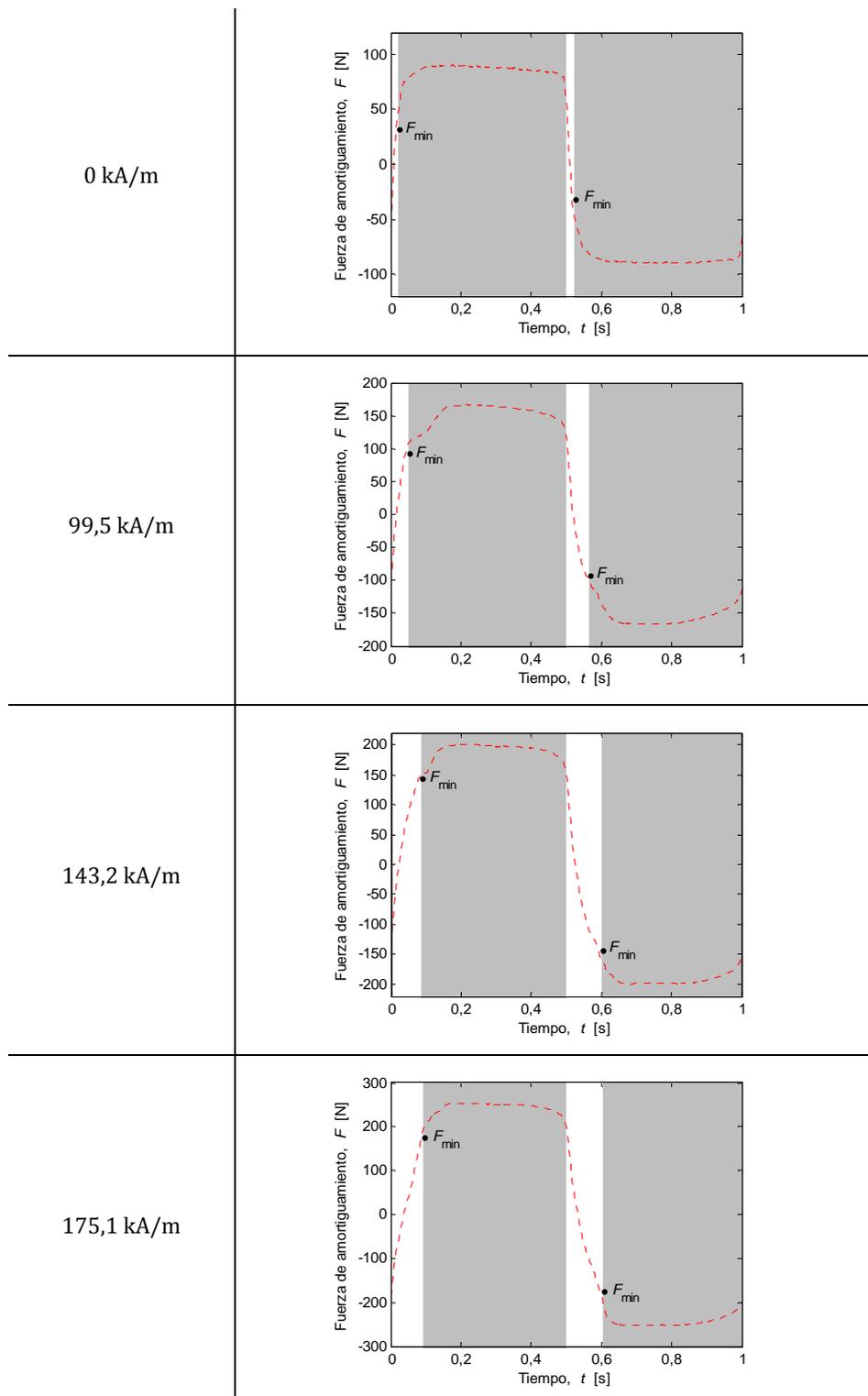


Figura 5.2 Fuerza de amortiguamiento y regímenes de trabajo (pre-umbral: fondo blanco; post-umbral: fondo gris) del prototipo de amortiguador en modo válvula con el fluido MRF-122EG obtenidas con el método *Movimiento armónico impuesto* ($X_{\max} = 1,013$ mm) a 1 Hz y a diferentes intensidades de campo magnético.

A medida que la intensidad del campo magnético crece, el tiempo en alcanzar el régimen post-umbral aumenta. Esto se debe a que, con mayores campos magnéticos, el fluido MRF-122EG puede alcanzar una deformación mayor en el régimen pre-umbral antes de alcanzar el umbral de cizalladura tal y como se muestra en la Figura 3.22.

La respuesta del amortiguador MR en modo válvula ante un *Movimiento armónico impuesto* está determinada por el comportamiento reológico del fluido MR, la fuerza de fricción que presentan las juntas hidráulicas, la geometría del amortiguador MR y las condiciones de trabajo (tipo de movimiento aplicado, intensidad del campo magnético y frecuencia de excitación).

En el capítulo 4 se ha estudiado la relación entre el comportamiento reológico del fluido MR y la geometría del amortiguador MR. De esta relación se ha obtenido la fuerza de amortiguamiento.

En el régimen pre-umbral la fuerza de amortiguamiento se relaciona con el incremento de desplazamiento del pistón, mientras que en el régimen post-umbral la fuerza de amortiguamiento depende de la velocidad del pistón. Se debe tener en cuenta que, en el régimen pre-umbral, el incremento del desplazamiento del amortiguador no depende únicamente de la deformación del fluido, ya que también influye la deformación que sufren las juntas hidráulicas.

La fuerza de fricción se obtiene según el modelo propuesto por Zubieta et al. [Zub2009c], descrito en el *Anexo D: Caracterización de la fricción de los amortiguadores MR*.

Cabe mencionar que los cálculos de predicción se realizan únicamente en el primer semi-ciclo. Como las curvas cinemáticas en el segundo semi-ciclo son simétricas al primero, la fuerza de amortiguamiento también será simétrica. En la Figura 5.3 se muestran la curva experimental y la predicción realizada para el prototipo de amortiguador en modo válvula a una intensidad del campo magnético de 143,2 kA/m ante un movimiento armónico a 1 Hz con un máximo de desplazamiento de 1,013 mm. La predicción de la fuerza de amortiguamiento total se obtiene mediante la suma de la fuerza de fricción de las juntas en ausencia de presión y la fuerza viscosa debida al comportamiento reológico del fluido MR.

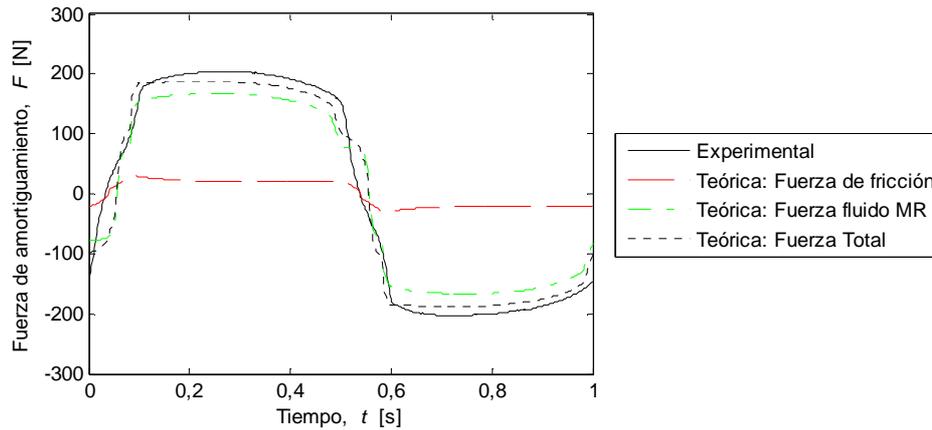


Figura 5.3 Fuerza de amortiguamiento experimental y teórica del amortiguador en modo válvula con el fluido MRF-122EG ante un *Movimiento armónico impuesto* ($X_{\max} = 1,013$ mm) a 1 Hz y una intensidad de campo magnético de 143,2 kA/m.

Siguiendo el procedimiento descrito previamente, se ha realizado la predicción de la respuesta del amortiguador en modo válvula con el fluido MRF-122EG ante un *Movimiento armónico impuesto* a 1 Hz con una amplitud de desplazamiento de 1,013 mm a diferentes intensidades de campo magnético. En la Figura 5.4 se muestran las curvas fuerza-desplazamiento experimentales y teóricas.

Se aprecia que la predicción de la fuerza de amortiguamiento muestra una buena correlación con la curva experimental. Sin embargo, en todo el rango de intensidades del campo magnético, existe una diferencia entre las fuerza máximas de ambas curvas, siendo entre 25 y 40 N menor la teórica que la experimental. Este hecho se aprecia también a 0 kA/m, por lo que se descarta el campo magnético como la causante de dicha diferencia.

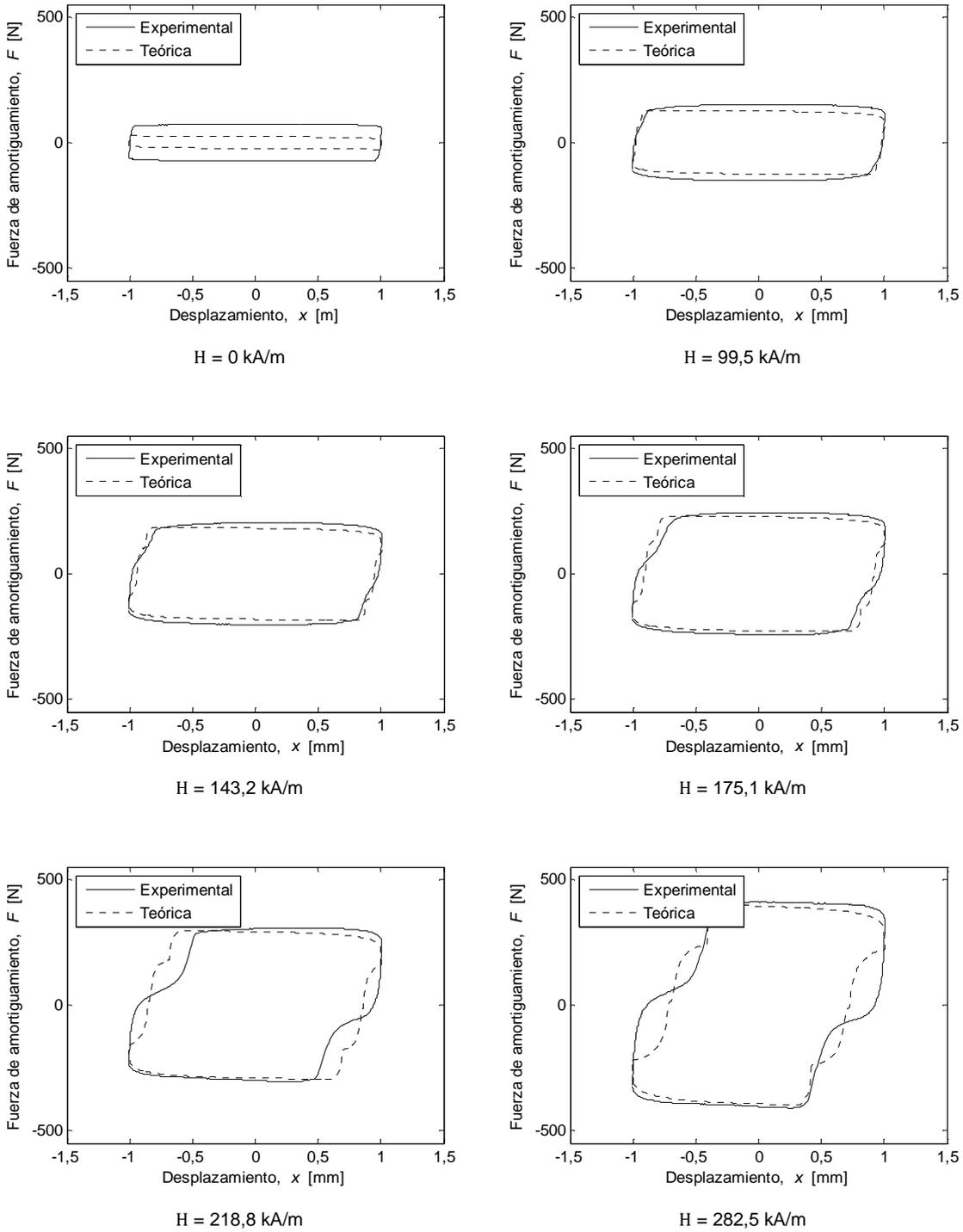


Figura 5.4 Curvas fuerza-desplazamiento experimentales y teóricas para el prototipo de amortiguador en modo válvula con el fluido MRF-122EG ante un *Movimiento armónico impuesto* ($X_{\max} = 1,013 \text{ mm}$) a 1 Hz y a diferentes intensidades de campo magnético.

El origen de esta diferencia puede ser bien la naturaleza del fluido MR o las juntas hidráulicas utilizadas en el prototipo. Para discernir a que se debe esta diferencia se ha obtenido la respuesta del amortiguador con un aceite mineral. En concreto se ha utilizado el aceite *Mineral oil, pure* de ACROS (nº 41508). La viscosidad de este fluido se ha determinado con un ensayo de viscosimetría

realizado con el reómetro Anton Para MCR-501 y la configuración de doble gap DG35.12. El ensayo ha consistido en una rampa logarítmica de la velocidad de deformación de 70 puntos entre $0,1$ y 1000 s^{-1} con un tiempo de permanencia en cada punto de 4 s . En la Figura 5.5 se muestra tanto la curva experimental como el ajuste obtenido con un modelo Newtoniano en el que la viscosidad dinámica es $123,1 \text{ mPa}\cdot\text{s}$. El ajuste obtenido ha sido satisfactorio, logrando un coeficiente de correlación superior a $0,99$.

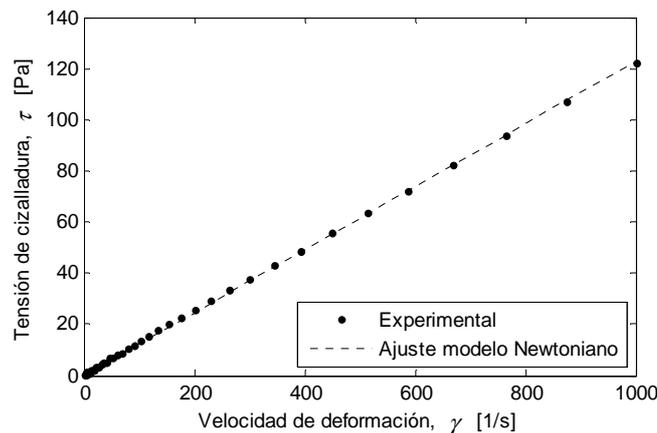


Figura 5.5 Curva de viscosimetría del aceite *Mineral oil, pure* (ACROS) experimental y teórica según un modelo reológico Newtoniano.

De acuerdo al análisis realizado en el capítulo 4 y teniendo en cuenta el modo de trabajo válvula y el comportamiento Newtoniano del fluido, se ha obtenido la relación entre la fuerza de amortiguamiento y la velocidad del pistón para el amortiguador en modo válvula con el fluido *Mineral oil, pure* de ACROS (Figura 5.6).

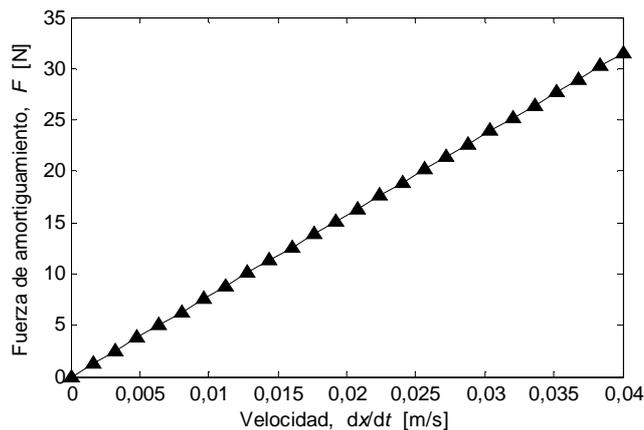


Figura 5.6 Fuerza de amortiguamiento del prototipo de amortiguador en modo válvula con el fluido *Mineral oil, pure* (ACROS) en función de la velocidad.

En la Figura 5.7 se muestra la curva experimental de fuerza-desplazamiento y la predicción realizada para el prototipo de amortiguador en modo válvula con el fluido *Mineral oil, pure* (ACROS) ante un *Movimiento armónico impuesto* a 1 Hz con un máximo desplazamiento de $1,013 \text{ mm}$. Se

aprecia, de modo similar a lo mostrado previamente con el fluido MRF-122EG, que hay una diferencia entre la curva experimental y la teórica de aproximadamente 40 N.

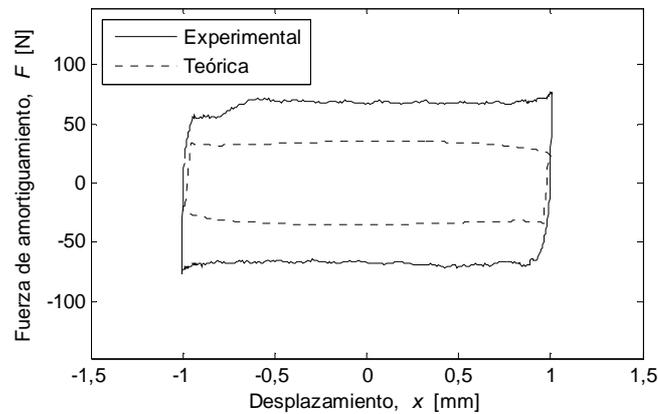


Figura 5.7 Curva fuerza-desplazamiento experimental y teórica para el prototipo de amortiguador en modo válvula con el fluido *Mineral oil, pure* (ACROS) ante un *Movimiento armónico impuesto* ($X_{\max} = 1,013$ mm) a 1 Hz.

Este hecho indica que el origen de la diferencia entre las curvas experimentales y teóricas no está relacionado ni con la aplicación de un campo magnético, ni con el comportamiento reológico del fluido MR, sino con la fricción debida a las juntas hidráulicas. Esta fricción ha sido caracterizada en el *Anexo D: Caracterización de la fricción de los amortiguadores MR con las juntas lubricadas pero sin ningún tipo de fluido en el interior del amortiguador*. Las juntas utilizadas, las Turcon Variseal M2 (Trelleborg®), se componen de un collarín en U y un muelle metálico en V (Figura 5.8). Este muelle metálico proporciona la fuerza de estanqueidad primaria, pero a medida que la presión del sistema aumenta la fuerza de estanqueidad aumenta. Debido a ello, la fricción de las juntas se modifica cuando el amortiguador este relleno con un fluido que ejerza una presión a dichas juntas. Este fenómeno puede explicar la diferencia entre la curva experimental y la teórica mostrada en la Figura 5.7 y en la Figura 5.4 a 0 kA/m.

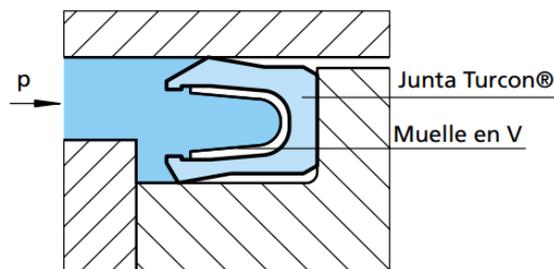


Figura 5.8 Esquema de la junta hidráulica Turcon Variseal M2 (obtenida de www.tss.trelleborg.com)

5.3. Amortiguador en modo mixto

En este apartado se analiza el comportamiento magneto-hidro-dinámico del amortiguador en modo mixto, tanto experimental como teóricamente. Este análisis se ha realizado con el prototipo en modo válvula, el fluido MRF-122EG y con el método *Movimiento armónico impuesto*.

En la Figura 5.9 se muestra la respuesta del prototipo de amortiguador en modo mixto con el fluido MRF-122EG para las mismas condiciones cinemáticas que en la Figura 5.1 y diferentes intensidades de campo magnético. Se aprecia que el efecto MR obtenido con este amortiguador es elevado. Por otro lado, las fuerzas de amortiguamiento obtenidas para este amortiguador son más pequeñas que el amortiguador en modo válvula. Este hecho se debe a que los campos magnéticos obtenidos con la bobina electro-magnética son menores que los campos magnéticos obtenidos con los imanes permanentes en el prototipo de amortiguador en modo válvula.

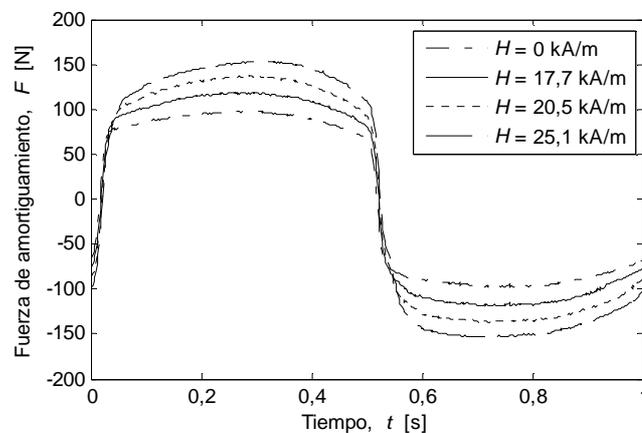


Figura 5.9 Fuerza de amortiguamiento del prototipo de amortiguador en modo mixto con el fluido MRF-122EG obtenida con el método *Movimiento armónico impuesto* a 1 Hz con un desplazamiento máximo de 3,01 mm y a intensidades de campo magnético de 0 a 25,14 kA/m.

De una forma análoga al prototipo de amortiguador en modo válvula, en este prototipo los valores de la fuerza umbral, F_0 , se obtienen según la ecuación Ec. 4.44 a partir del valor de la diferencia de presión umbral p_0 (Ec. 4.37). En la Tabla 5.2 se muestra el valor de la fuerza umbral, F_0 , para el amortiguador en modo mixto con el fluido MRF-112EG para las distintas intensidades de campo magnético aplicadas en los ensayos

Tabla 5.2 Fuerza umbral del prototipo de amortiguador en modo mixto para diferentes umbrales de cizalladura del fluido MRF-122EG obtenidas en el rango de intensidades de campo magnético de 0 a 25,1 kA/m.

Nº	Intensidad del campo magnético, H [kA/m]	Umbral de cizalladura, τ_0 [Pa]	Fuerza umbral, F_0 [N]
1	0	2,5	~ 0
2	17,7	146,6	14,9
3	20,5	192,1	19,6
4	25,1	268,0	27,3

El coeficiente de la fricción estática a 1 Hz ($F_{FS(1Hz)}$) de este amortiguador es de 24,5 N. En la Figura 5.10 se muestra la fuerza de amortiguamiento con los regímenes de trabajo del amortiguador en modo mixto para las mismas condiciones cinemáticas idénticas a las del amortiguador en modo válvula. Al igual que en el prototipo de amortiguador en modo válvula se aprecia que el régimen post-umbral domina la respuesta del amortiguador y el tiempo necesario para alcanzar el régimen post-umbral se incrementa conforme aumenta la intensidad del campo magnético.

A continuación se comparan las curvas experimentales y las teóricas del amortiguador en modo mixto ante un *Movimiento armónico impuesto*. Para ello se ha seguido un procedimiento muy similar al seguido con el prototipo de amortiguador en modo válvula. Así, en la Figura 5.11 se comparan las curvas de fuerza-desplazamiento experimentales y teóricas para el amortiguador en modo válvula con el fluido MRF-122EG ante un *Movimiento armónico impuesto* a 1 Hz con un desplazamiento máximo de 1,013 mm, a diferentes intensidades de campo magnético.

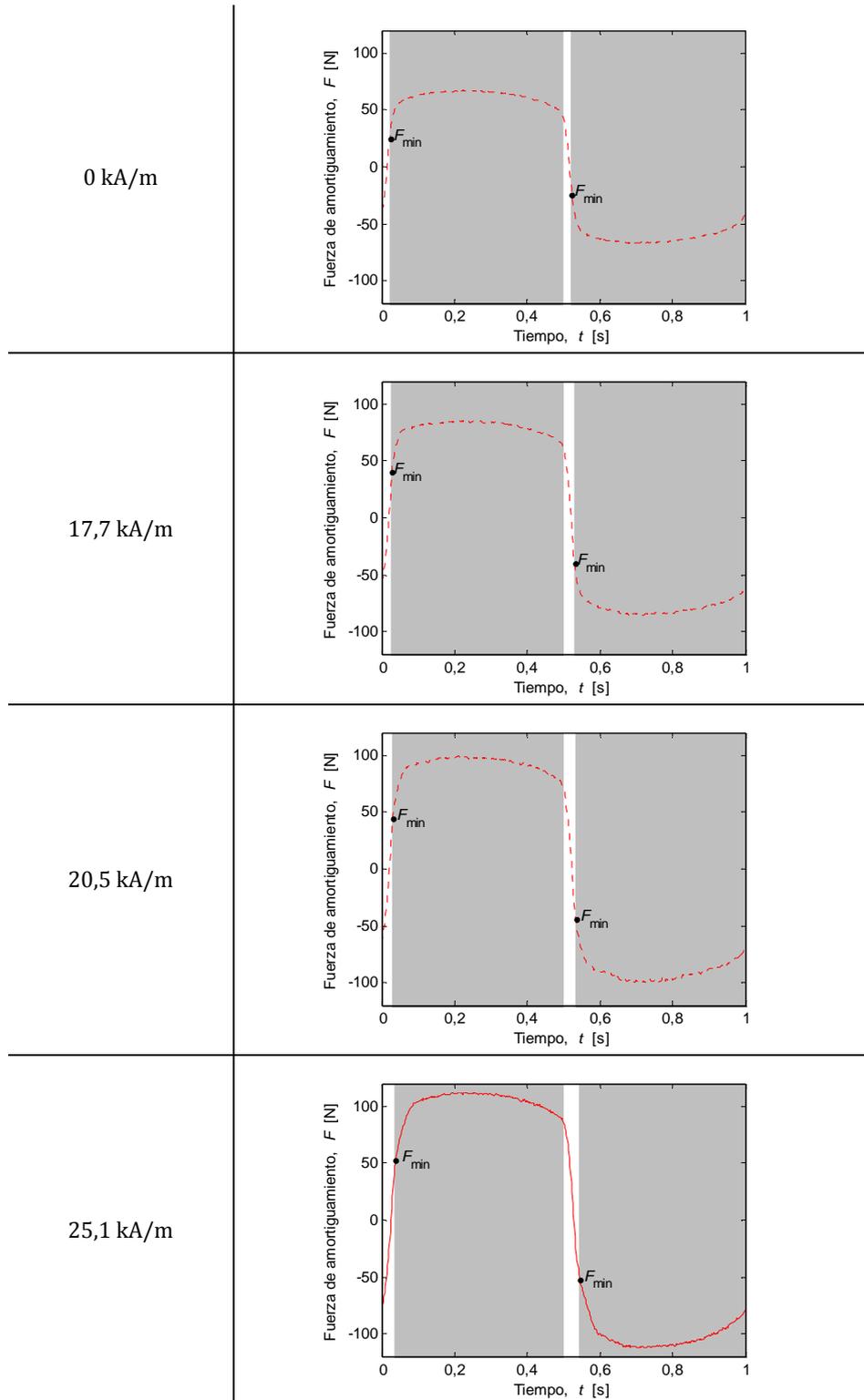


Figura 5.10 Fuerza de amortiguamiento y regímenes de trabajo (pre-umbral: fondo blanco; post-umbral: fondo gris) del prototipo de amortiguador en modo mixto con el fluido MRF-122EG obtenidas con el método *Movimiento armónico impuesto* ($X_{max} = 1,013$ mm) a 1 Hz y a diferentes intensidades de campo magnético.

En la Figura 5.11 se aprecia que la predicción de la fuerza de amortiguamiento muestra una buena correlación en cuanto a forma con la curva experimental. En cambio, en cuanto a la amplitud, existe una diferencia, entre 30 y 40 N, en todo el rango de intensidades de campo magnético ensayadas. Como se ha mostrado previamente, la predicción de la fuerza de fricción de las juntas hidráulicas no se tiene en cuenta la influencia de la presión interna del amortiguador, por lo que la diferencia entre las curvas experimentales y la teórica se puede deber a la subestimación de la fuerza de fricción.

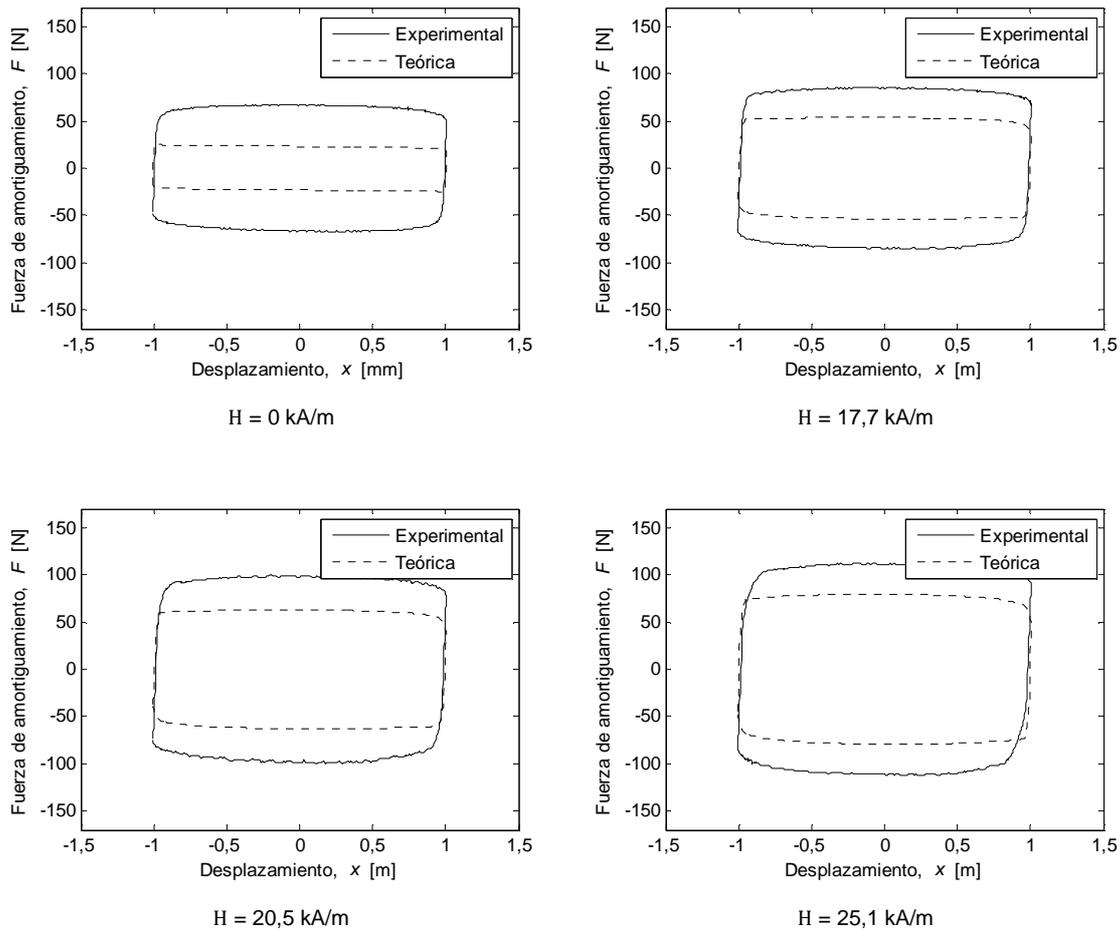


Figura 5.11 Curvas Fuerza-desplazamiento experimentales y teóricas para el prototipo de amortiguador en modo mixto con el fluido MRF-122EG ante un *Movimiento armónico impuesto* ($X_{\max} = 1,013 \text{ mm}$) a 1 Hz y a diferentes intensidades de campo magnético.

5.4. Influencia del modo de trabajo

En este apartado se analiza la influencia del modo de trabajo del fluido MR en la respuesta de los amortiguadores MR. Para ello se comparan los resultados obtenidos para los dos prototipos de amortiguadores con el fluido MRF-122EG empleando el método *Movimiento armónico impuesto*, tanto teóricamente como experimentalmente.

En la Figura 5.12 se analizan, para el prototipo de amortiguador en modo mixto con el fluido MRF-122EG, los perfiles teóricos de la tensión de cizalladura y de la velocidad de flujo en el régimen post-umbral a una velocidad del pistón de 0,03 m/s a una intensidad del campo magnético de 20,5 kA/m. En la Figura 5.12.a se analiza el perfil de tensiones en modo mixto. Cabe recordar que la tensión de cizalladura en el gap en modo mixto es la suma de la tensión en modo válvula y cizalla (Ec. 4.35). Se aprecia que la contribución de la tensión de cizalla es muy pequeña a la tensión total en modo mixto, ya que prácticamente la tensión total y la tensión debida al modo válvula son muy parecidas. En cuanto al perfil de velocidades, en la Figura 5.12.b se comparan dos perfiles de velocidades de flujo. El primero es el obtenido teóricamente para el prototipo de amortiguador en modo mixto con el fluido MRF-122EG para el perfil de tensiones de la Figura 5.12.a. El otro es un perfil de velocidad en modo válvula para un caudal equivalente al modo mixto. Se aprecia que las diferencias existentes son mínimas entre los dos perfiles de velocidad.

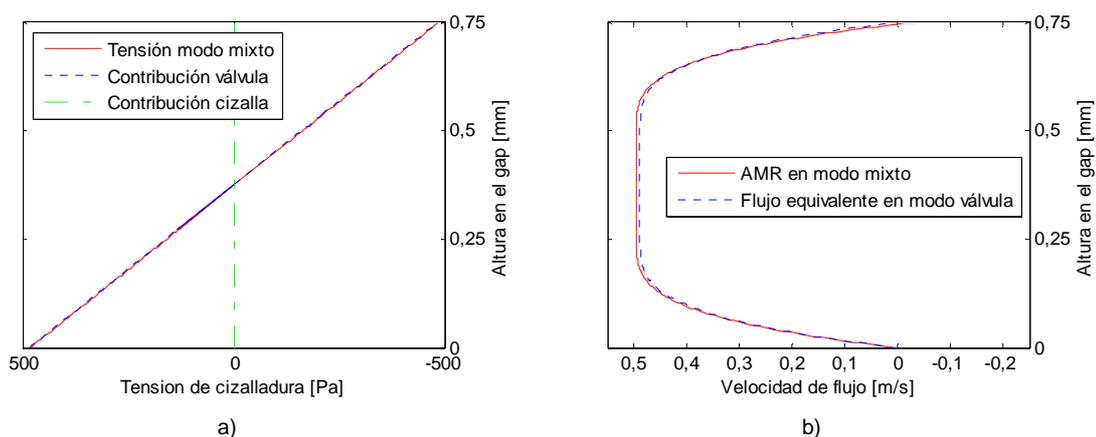


Figura 5.12 Análisis teórico del prototipo de amortiguador en modo mixto con el fluido MRF-122EG a 20,5 kA/m a una velocidad del pistón de 0,03 m/s; a) Tensión de cizalladura; b) perfil de velocidades.

Los resultados obtenidos, según el análisis teórico, para la tensión y la velocidad en los dos modos de trabajo analizados indican, que en el régimen post-umbral el comportamiento del amortiguador MR no depende del modo de trabajo del fluido. Este hecho se refleja en la fuerza de

amortiguamiento del prototipo en modo mixto con el fluido MRF-122EG a 20,5 kA/m en el régimen post-umbral. Esta fuerza, obtenida según la ecuación Ec. 4.31 se divide en dos partes: la fuerza debida a la diferencia de presión (contribución válvula) y la fuerza debida a la tensión de cizalladura en la pared del pistón (contribución cizalla). Se aprecia que la fuerza viscosa total se debe casi en su totalidad a la diferencia de presión. El análisis realizado en las Figura 5.12 y Figura 5.13 explicaría la escasa influencia del modo de trabajo en la respuesta magneto-hidro-dinámica de los amortiguadores MR en las condiciones de trabajo estudiadas en esta tesis doctoral.

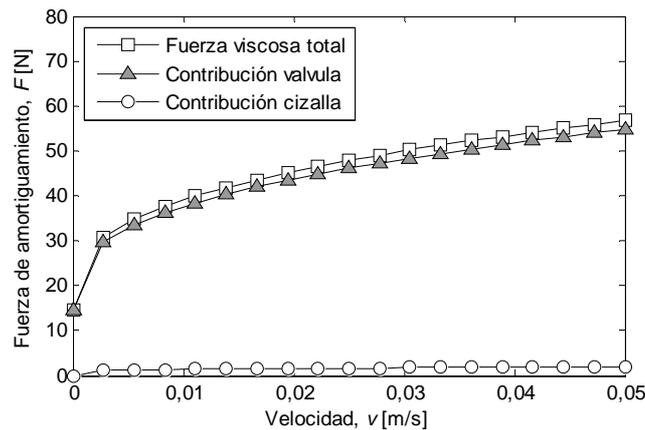


Figura 5.13 Fuerza de amortiguamiento del prototipo de amortiguador en modo mixto para el fluido MRF-122EG en función de la velocidad en el régimen post-umbral a 20,5 kA/m.

La predicción del análisis teórico se ha confirmado con la respuesta experimental de los dos prototipos de amortiguadores analizados. En la Figura 5.14 se compara la fuerza de amortiguamiento para los dos prototipos de amortiguador ante un *Movimiento armónico impuesto* con un máximo desplazamiento de 1,013 mm y a 1 Hz. En esta gráfica, la fuerza de amortiguamiento se da respecto a la máxima fuerza de amortiguamiento de cada curva, por lo que es adimensional. Tal y como se aprecia en dicha figura, aunque el campo magnético aplicado para cada prototipo de amortiguador no es equivalente, los dos amortiguadores presentan unas curvas muy similares. Por lo tanto, se puede concluir que, el modo de flujo no influye en el comportamiento del amortiguador MR.

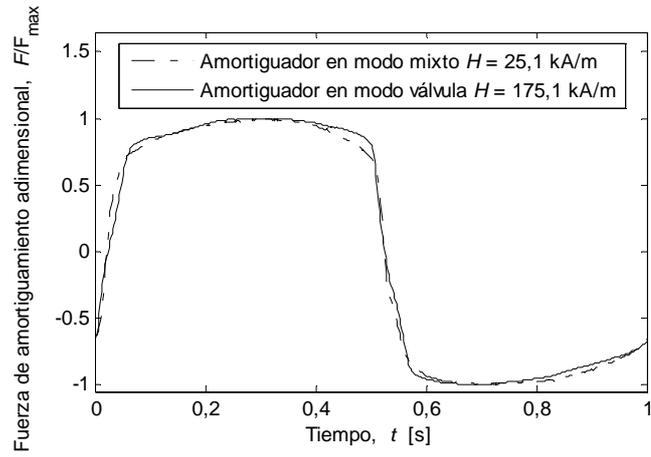


Figura 5.14 Fuerza de amortiguamiento adimensional de los dos prototipos de amortiguadores con el fluido MRF-122EG obtenida con el método *Movimiento armónico impuesto* a 1 Hz con un máximo de desplazamiento de 3,01 mm.

Por tanto los resultados experimentales verifican que el modo de trabajo no es un parámetro que influye en la respuesta magneto-hidro-dinámica de los amortiguadores MR.

5.5. Influencia del fluido MR

los amortiguadores MR. Para ello, el prototipo de amortiguador MR en modo válvula se ha caracterizado con el método de caracterización *Movimiento armónico impuesto* con tres fluidos MR diferentes: MRF-122EG, FMR_22Fe y FMR_5Fe. El comportamiento magnetorreológico de estos fluidos ha sido analizado en el Capítulo 3, por tanto aquí se analiza el efecto que tiene este comportamiento en la respuesta del amortiguador.

La influencia del fluido se analiza bajo dos puntos de vista. Por una lado se analiza la influencia de la concentración de partículas y por otro el efecto de la composición de una forma más general: tipo de partículas, de líquido portador y de aditivos.

A continuación se compara la respuesta del amortiguador MR en modo válvula con los fluidos FMR_22Fe y FMR_5Fe. De este modo se analiza la influencia de la concentración de partículas del fluido MR en la respuesta magneto-hidro-dinámica del amortiguador MR. En la Figura 5.15 se muestra la fuerza de amortiguamiento a diferentes intensidades del campo magnético a 1 Hz y con un máximo desplazamiento de 1,01 mm. Se aprecia que las fuerzas de amortiguamiento obtenidas para los dos fluidos son similares en ausencia de campo magnético. En cambio, con el fluido FMR_22Fe el amortiguador presenta un efecto MR considerablemente mayor que con el fluido FMR_5Fe debido a una mayor concentración de partículas (Figura 3.13).

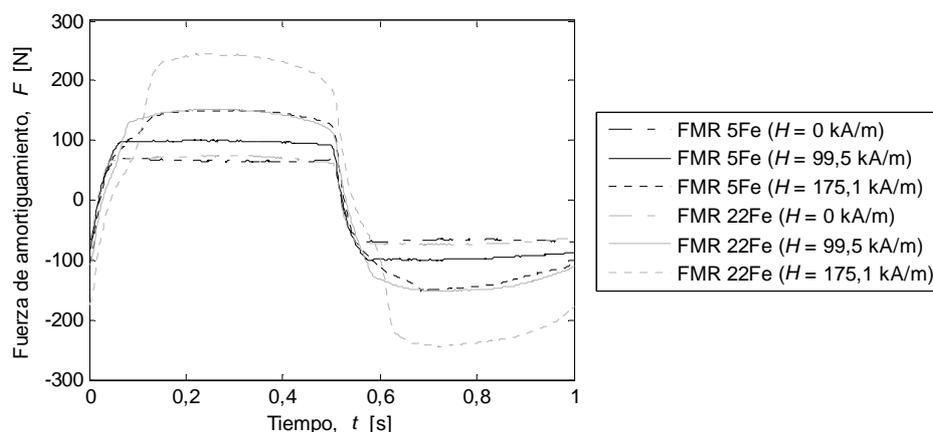


Figura 5.15 Fuerza de amortiguamiento en el prototipo de amortiguador en modo válvula con los fluidos FMR_22Fe y FMR_5Fe obtenidas con el método *Movimiento armónico impuesto* a 1 Hz con un máximo de desplazamiento de 1.01 mm y a diferentes intensidades de campo magnético de 0 a 175,1 kA/m.

Los mayores niveles de la fuerza de amortiguamiento del amortiguador MR con el fluido FMR_22Fe ante un campo magnético se traducen en una mayor energía disipada tal y como se muestra en la Figura 5.16. Se aprecia que la diferencia en la energía disipada entre los dos fluidos aumenta con la intensidad del campo magnético.

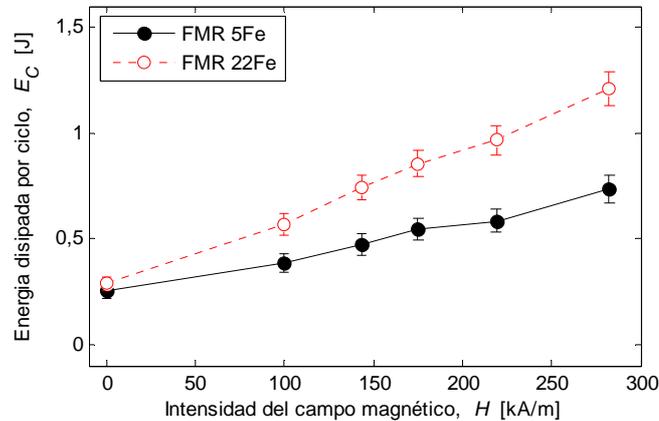


Figura 5.16 Energía disipada por ciclo del prototipo de amortiguador en modo válvula con los fluidos FMR_22Fe y FMR_5Fe en función de la intensidad del campo magnético con el método *Movimiento armónico impuesto* ($X_{\max} = 1,01$ mm) a 1 Hz.

A continuación se analizan los regímenes de trabajo del amortiguador MR en modo válvula con los fluidos FMR_5Fe y FMR_22Fe. Para determinar estos regímenes de trabajo se utiliza el criterio de la resistencia inicial al movimiento del amortiguador, F_{\min} . Con el objetivo de determinar la resistencia inicial del amortiguador con estos fluidos, en la Tabla 5.3 y Tabla 5.4 en la se muestran los valores de la fuerza umbral en función de la intensidad del campo magnético para los fluidos FMR_5Fe y FMR_22Fe.

Tabla 5.3 Fuerza umbral según la intensidad del campo magnético para el fluido FMR_5Fe.

Nº	Intensidad del campo magnético, H [kA/m]	Umbral de cizalladura del fluido, τ_0 [Pa]	Fuerza umbral, F_0 [N]
1	0	0,016	~0
2	99,5	123,9	2,6
3	143,2	214,9	4,4
4	175,1	314,4	6,5
5	218,8	452,2	9,3
6	282,5	650,9	13,4

Tabla 5.4 Fuerza umbral según la intensidad del campo magnético para el fluido FMR_22Fe.

Nº	Intensidad del campo magnético, H [kA/m]	Umbral de cizalladura del fluido, τ_0 [Pa]	Fuerza umbral, F_0 [N]
1	0	0,021	~0
2	99,5	2301,6	47,5
3	143,2	3792,2	78,2
4	175,1	5266,0	108,6
5	218,8	7291,9	150,3
6	282,5	10227,0	210,8

Con los valores de la fuerza umbral de la Tabla 5.3 y Tabla 5.4, y con el valor de la fricción estática de las juntas de fricción, se ha obtenido la resistencia inicial al movimiento del amortiguador en modo válvula con dos fluidos MR, cuya única diferencia es la concentración de partículas. A modo de ejemplo, en la Figura 5.17.a se muestran las curvas de la fuerza de amortiguamiento para el amortiguador en modo válvula con ambos fluidos MR a una intensidad de campo magnético de 175,07 kA/m. En dicha figura se muestra, para cada curva, el instante en el que se alcanza el régimen post-umbral según el criterio de la resistencia inicial al movimiento, F_{\min} . Se aprecia que el ensayo realizado con el fluido FMR_5Fe alcanza el valor F_{\min} en un tiempo menor que con el fluido FMR_22Fe. Esto hecho se da en todo el rango de intensidades del campo magnético, tal y como se muestra en la Figura 5.17.b, donde se muestra el tiempo necesario para alcanzar el régimen post-umbral en función de la intensidad del campo magnéticos para ambos fluidos MR.

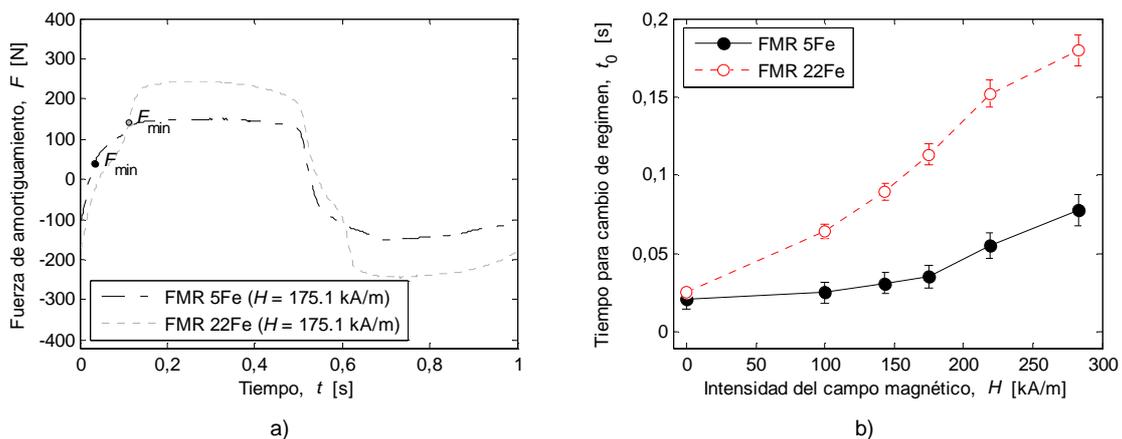


Figura 5.17 a) Fuerza de amortiguamiento en función del tiempo en el prototipo de amortiguador en modo válvula con los fluidos FMR_22Fe y FMR_5Fe obtenida con el método *Movimiento armónico impuesto* a 1 Hz con un máximo de desplazamiento de 1,01 mm; b) Tiempo transcurrido hasta el cambio de régimen en función de la intensidad del campo magnético.

El menor tiempo necesario para alcanzar el régimen post-umbral con el fluido FMR_5Fe se debe a su comportamiento en el pre-umbral. El amortiguador con el fluido FMR_5Fe presenta menores deformaciones del fluido MR hasta alcanzar el comportamiento post-umbral, hecho que se refleja en

la constante pre-umbral de acuerdo al modelo propuesto en esta tesis doctoral y recogido en el Capítulo 3 de esta memoria. Este hecho se muestra en la Figura 5.18, donde se compara la fuerza de amortiguamiento teórica adimensional (F/F_0) en función del incremento de desplazamiento para el amortiguador en modo válvula con los fluidos FMR_22Fe y FMR_5Fe a una intensidad de campo magnético de 175,1 kA/m. Se aprecia que el incremento de desplazamiento necesario para llegar a la fuerza umbral es mayor para el fluido FMR_22Fe. Por lo tanto, el cambio de régimen del amortiguador se da en un tiempo posterior, como se ha visto en la Figura 5.17.

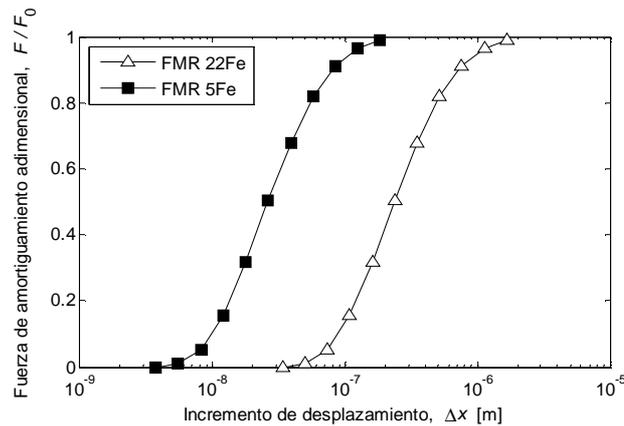


Figura 5.18 Fuerza de amortiguamiento teórica adimensional en el régimen pre-umbral del prototipo de amortiguador en modo válvula con los fluidos FMR_22Fe y FMR_5Fe en función del desplazamiento a 175,1 kA/m.

En la Figura 5.19, se comparan las curvas de la fuerza de amortiguamiento para el prototipo de amortiguador en modo válvula con los fluidos FMR_22Fe y MRF-122EG empleando el método de caracterización *Movimiento armónico impuesto* a tres intensidades diferentes de campo magnético, a una frecuencia de excitación de 1 Hz y con un máximo desplazamiento de 1,01 mm. Se aprecia que, para un campo magnético idéntico, la fuerza de amortiguamiento con el fluido MRF-122EG presenta valores máximos más altos que con el fluido FMR_22Fe. Esto se debe a que el fluido MRF-122EG presenta umbrales de cizalladura superiores (Figura 3.15).

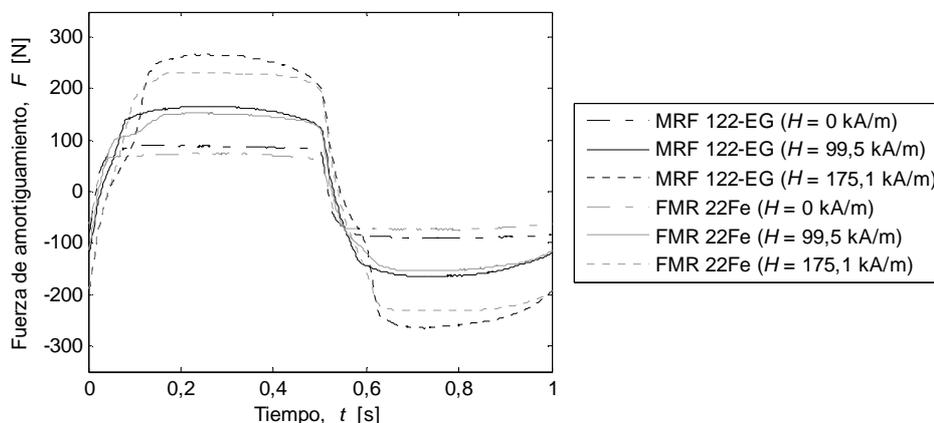


Figura 5.19 Fuerza de amortiguamiento en el prototipo de amortiguador en modo válvula con los fluidos MRF-122EG y FMR_22Fe obtenida con el método *Movimiento armónico impuesto* a 1 Hz, con un desplazamiento máximo de 1,01 mm y a diferentes intensidades de campo magnético de 0 a 175,1 kA/m.

En la Figura 5.20 se compara la energía disipada según la intensidad del campo magnético para las mismas condiciones cinemáticas que en la Figura 5.19. Se aprecia que los mayores niveles de la fuerza de amortiguamiento obtenidos con el fluido MRF-122EG se traducen en una mayor disipación de energía. La diferencia entre los resultados obtenidos con los dos fluidos se magnifica con intensidades de campo magnético superiores a los 200 kA/m, debido a los umbrales de cizalladura de los dos fluidos, Figura 3.15.

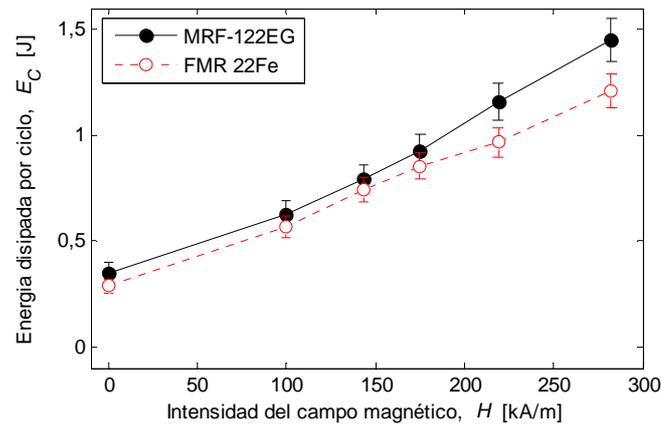


Figura 5.20 Energía disipada por ciclo del prototipo de amortiguador en modo válvula con los fluidos MRF-122EG y FMR_22Fe en función de la intensidad del campo magnético obtenida con el método *Movimiento armónico impuesto* ($X_{\max} = 1,01$ mm) a 1 Hz.

5.6. Influencia del movimiento aplicado

En este apartado se analiza la influencia del tipo de movimiento aplicado en la respuesta magneto-hidro-dinámica de los amortiguadores MR. Para ello, el prototipo de amortiguador en modo válvula con el fluido MRF-122EG se ha caracterizado con los métodos de caracterización *Movimiento armónico impuesto* y *Movimiento no impuesto*. Estos dos métodos de caracterización están descritos con detalle en el *Anexo C: Métodos de caracterización de amortiguadores*. Los ensayos con los dos tipos de movimientos se han realizado a diferentes intensidades de campo magnético con diferentes amplitudes de movimiento y distintas frecuencias de excitación.

Mediante el método *Movimiento armónico impuesto*, el movimiento del amortiguador se controla en lazo cerrado, obteniendo un desplazamiento sinusoidal. Este es el método habitual para caracterizar amortiguadores MR [Sny2001] [Yi2001] [Dom2006] [Cho2008]. Una de las principales ventajas de este método es que la fuerza de amortiguamiento es la única salida del ensayo. De esta manera, la respuesta del amortiguador MR se puede comparar con otros diseños a las mismas condiciones cinemáticas. Con este método, los ensayos realizados a diferentes intensidades de campo magnético muestran una curva de desplazamiento idéntica debido al control en lazo cerrado realizado sobre el movimiento del amortiguador (Figura 5.1). Debido al efecto MR del fluido MRF-122EG, según aumenta el campo magnético, la magnitud de fuerza de amortiguamiento crece.

El segundo tipo de movimiento, obtenido con el método *Movimiento no impuesto*, no implica un control sobre el movimiento del amortiguador [Zub2009c]. Debido a ello, las salidas del ensayo son la fuerza de amortiguamiento y las curvas cinemáticas. Estas condiciones de funcionamiento son equivalentes a las que se encuentra el amortiguador MR cuando se conecta a una estructura vibrante. En la Figura 5.21 se muestran las curvas de desplazamiento y de fuerza de amortiguamiento obtenidas con el método de caracterización *Movimiento no impuesto* para el amortiguador en modo válvula con el fluido MRF-122EG a una frecuencia de excitación de 1 Hz y con una señal eléctrica de alimentación de amplitud 1,0 V. En estos ensayos, debido a que no se realiza un control sobre el movimiento del amortiguador, la curva de desplazamiento no presenta una forma sinusoidal. Además, la amplitud de la curva de desplazamiento decrece según crece la intensidad del campo magnético. Por el contrario, la amplitud de la fuerza de amortiguamiento se incrementa según la intensidad del campo magnético aplicado debido al efecto MR del fluido. Debido a que los ensayos se han realizado con la misma amplitud de la señal eléctrica de alimentación del excitador, en los ensayos a diferentes intensidades de campo magnético se

introduce la misma energía oscilatoria, por lo que el incremento de la fuerza se traduce en una reducción de la amplitud de la curva de desplazamiento.

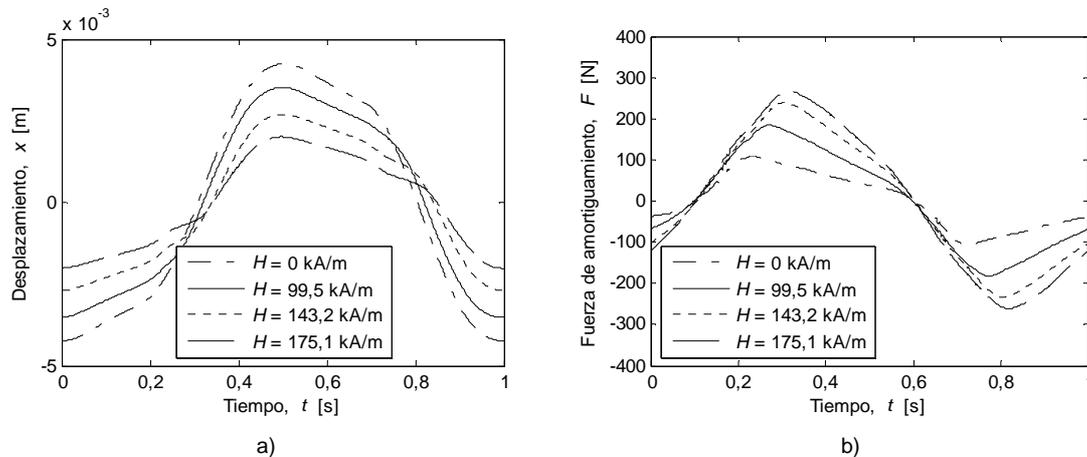


Figura 5.21 a) Desplazamiento; b) Fuerza de amortiguamiento del prototipo de amortiguador en modo válvula con el fluido MRF-122EG obtenido con el método *Movimiento no impuesto* con una señal de alimentación de 1,0 V a 1 Hz y a diferentes intensidades de campo magnético;

En la Figura 5.22, se muestran las curvas de desplazamiento, velocidad y fuerza de amortiguamiento para los dos tipos de movimientos realizados a 1 Hz y 99,5 kA/m. El ensayo con el método *Movimiento no impuesto* se ha realizado con un voltaje de entrada de 0,75 V y ha presentado un máximo desplazamiento de 2,255 mm.

Como se muestra en la Figura 5.22.a, aunque los ensayos realizados con los dos métodos de caracterización muestran un desplazamiento máximo similar, se aprecian diferencias significantes en la forma de las curvas. Debido a que con el método *Movimiento no impuesto* el movimiento no está controlado por el método de ensayo, la resistencia inicial al movimiento que presenta los amortiguadores MR [Lin2000] se traduce en que la curva de desplazamiento presenta un intervalo inicial en el que la pendiente del desplazamiento es menor que con el *Movimiento armónico impuesto*. El intervalo inicial en el *Movimiento no impuesto*, donde el desplazamiento crece con menor rapidez, se traduce en un plato en la curva de la velocidad al inicio del ciclo (Figura 5.22.b).

En la Figura 5.22.c las diferencias que se dan en las curvas cinemáticas entre los dos tipos de movimientos se trasladan a la curva de la fuerza de amortiguamiento. En el ensayo *Movimiento armónico impuesto*, la resistencia inicial al movimiento se supera en un corto intervalo de tiempo. Este intervalo inicial se corresponde con el régimen pre-umbral del fluido MR [Bos2010], y termina cuando se alcanza el umbral de cizalladura del fluido MR [Lin2000]. Posterior a este intervalo, y hasta alcanzar la mitad del ciclo, se da un amortiguamiento viscoso con forma elíptica que se debe al régimen post-umbral del fluido MR [Web2009]. Este comportamiento se repite prácticamente en el segundo semi-ciclo. En condiciones no restringidas, el desplazamiento crece de manera más lenta en el inicio del ciclo. Esto provoca un incremento progresivo de la fuerza de amortiguamiento.

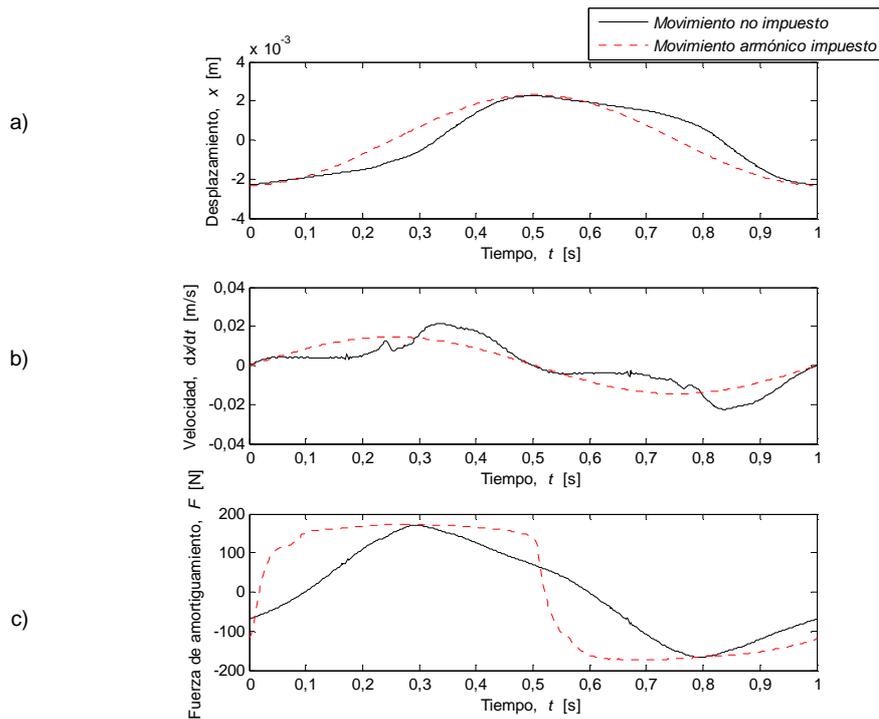


Figura 5.22 Prototipo de amortiguador en modo válvula con el fluido MRF-122EG con los métodos *Movimiento armónico impuesto* ($X_{\max} = 2.308$ mm) y *Movimiento no impuesto* ($V_0 = 0.75$ V) a 1 Hz a una intensidad de campo magnético de 99.5 kA/m; a) Desplazamiento; b) Velocidad; c) Fuerza de amortiguamiento.

Los regímenes de trabajo del amortiguador MR se han obtenido teniendo en cuenta la resistencia inicial al movimiento del amortiguador en modo válvula con el fluido MRF-122EG (Tabla 5.1). De esta manera, en la Figura 5.23 se muestran las curvas de fuerza de amortiguamiento, desplazamiento y velocidad con los regímenes de trabajo determinados para los dos tipos de movimiento. Para las condiciones de ensayos de la Figura 5.23 (1 Hz y 99,5 kA/m), el amortiguador en modo válvula presenta una fuerza umbral de 62,87 N y una fuerza de fricción estática de 32 N. Por lo tanto, la resistencia inicial al movimiento presenta un valor de 94,87 N.

Al comienzo del ciclo, para los dos movimientos aplicados, el amortiguador MR está trabajando en el régimen pre-umbral debido a que la velocidad empieza desde un valor nulo. Cuando se impone un movimiento armónico la resistencia inicial del amortiguador se supera rápidamente debido a que el movimiento está impuesto por el método de caracterización. Así, al comienzo de cada semi-ciclo se da un incremento brusco de la fuerza de amortiguamiento y el régimen post-umbral se alcanza en un tiempo breve. Por otro lado, cuando se emplea el método *Movimiento no impuesto* la resistencia inicial al movimiento del amortiguador MR se traduce en un intervalo inicial con un incremento lento de la curva de desplazamiento y un plato de velocidad. Como consecuencia, la fuerza de amortiguamiento aumenta de forma progresiva y el tiempo necesario para alcanzar el valor de F_{\min} es mayor en condiciones no impuestas. Para ambos tipos de movimientos, la fuerza de amortiguamiento máxima se alcanza después de la transición al régimen post-umbral. El régimen pre-umbral se alcanza de nuevo, para ambos métodos de ensayo, cuando la velocidad adquiere el valor nulo. El comportamiento en el segundo semi-ciclo es semejante al descrito en el primero.

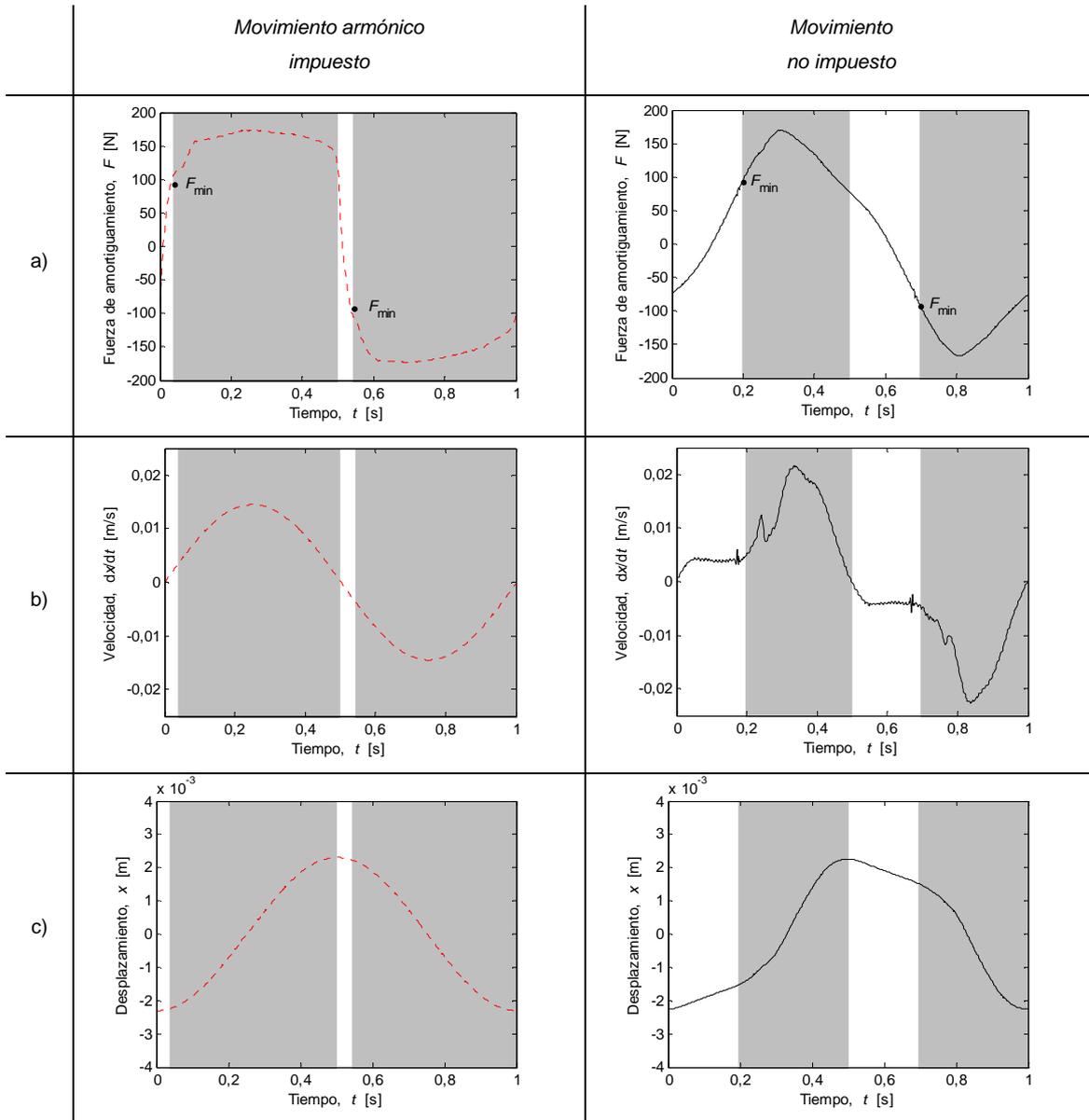


Figura 5.23 Regímenes de trabajo (pre-umbral: fondo blanco; post-umbral: fondo gris) del amortiguador en modo válvula con el fluido MRF-122EG obtenidos con los métodos *Movimiento armónico impuesto* ($X_{\max} = 2,308$ mm) y *Movimiento no impuesto* ($V_0 = 0,75$ V) a 1 Hz una intensidad de campo magnético de 99,5 kA/m; a) Fuerza de amortiguamiento; b) Desplazamiento; c) Velocidad.

En la Figura 5.24 se muestra la fuerza de amortiguamiento con los dos movimientos aplicados en función del campo magnético. La fuerza de fricción estática en todos estos ensayos es de 32 N debido a que todos ellos se han realizado a una frecuencia de excitación 1 Hz. Por otro lado, los valores de la fuerza umbral aumentan junto con la intensidad del campo magnético. De este modo, la resistencia inicial al movimiento del amortiguador presenta un valor de 32,1 N a 0 kA/m, y un valor de 178,9 N a 175,1 kA/m.

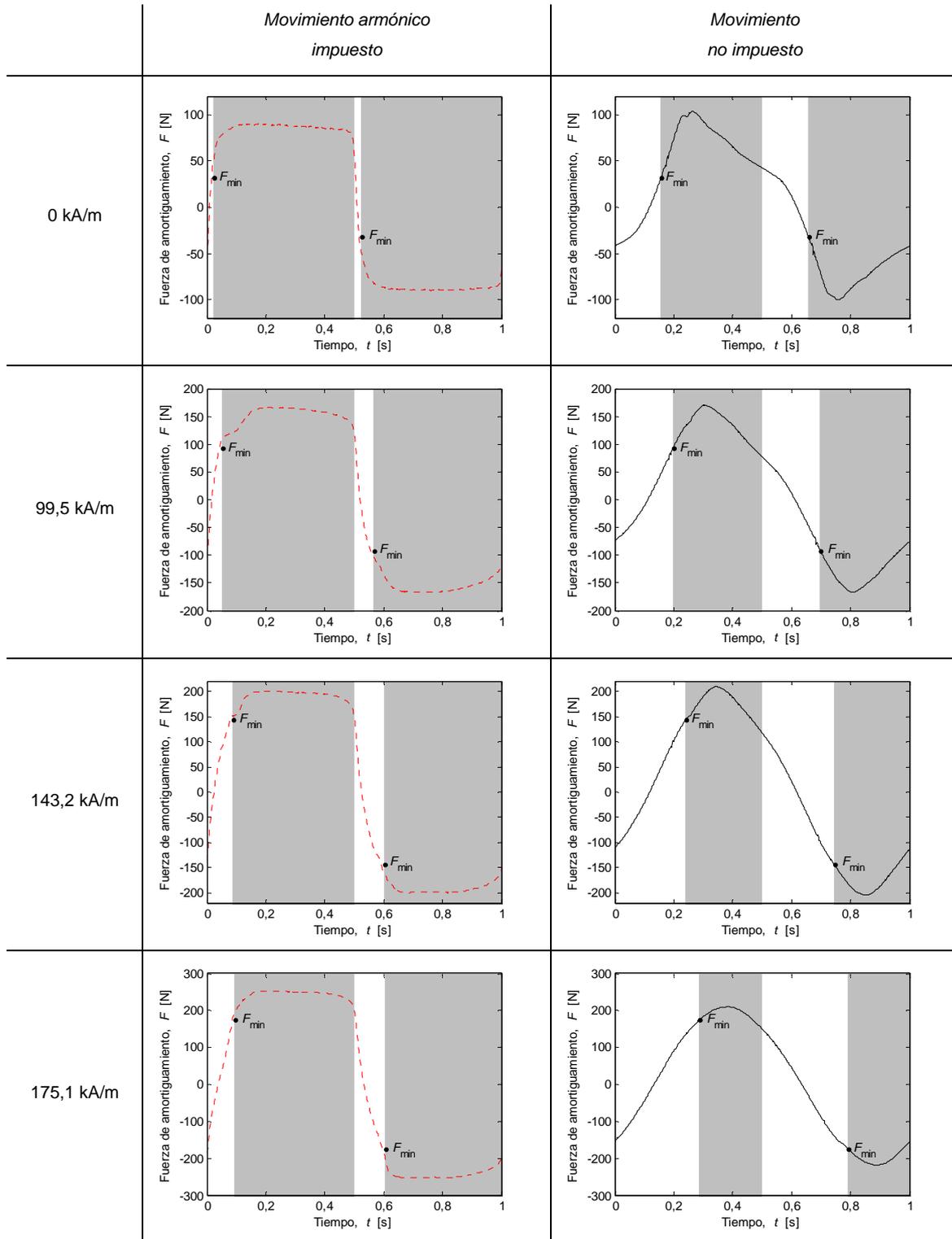


Figura 5.24 Fuerza de amortiguamiento y regímenes de trabajo (pre-umbral: fondo blanco; post-umbral: fondo gris) del amortiguador en modo válvula con el fluido MRF-122EG obtenidos con los métodos *Movimiento armónico impuesto* ($X_{max} = 1,013$ mm) y *Movimiento no impuesto* ($V_0 = 0,75$ V) a 1 Hz a diferentes intensidades de campo magnético.

Según se aprecia en la Figura 5.24 el tiempo necesario para alcanzar el régimen post-umbral aumenta según la intensidad del campo magnético para ambos tipos de movimientos. Esto se debe a que el incremento de desplazamiento necesario para llegar a la fuerza umbral aumenta con la

intensidad del campo magnético. Por otro lado, al igual que en la Figura 5.23, también se aprecia que el tiempo transcurrido en el régimen pre-umbral, independientemente de la intensidad del campo magnético aplicado, es mayor en condiciones no impuestas comparado con el *Movimiento armónico impuesto*.

En la Figura 5.25 se muestra la curva fuerza-desplazamiento para los ensayos mostrados en la Figura 5.22. El área encerrada por dicha curva se corresponde con la energía disipada por ciclo. Se aprecia que, aunque ambos ensayos presentan un desplazamiento máximo similar, el área encerrada por la curva con el método *Movimiento armónico impuesto* es mayor que con el método *Movimiento no impuesto*. Esto se debe a que, tal y como se ha mostrado previamente, cuando se impone un movimiento armónico, durante gran parte del ciclo las fuerzas son superiores a la resistencia inicial al movimiento del amortiguador MR. En cambio, cuando el movimiento no está impuesto, el tiempo necesario para alcanzar el régimen post-umbral es considerablemente mayor, y por lo tanto, durante la mayor parte del ciclo se obtienen fuerzas de amortiguamiento menores.

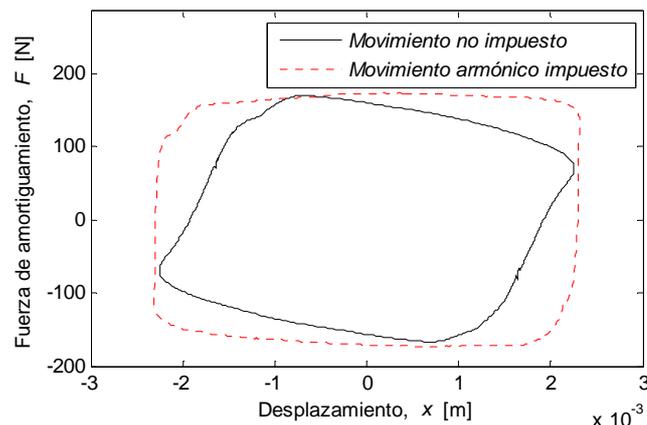


Figura 5.25 Fuerza-desplazamiento del amortiguador en modo válvula con el fluido MRF-122EG obtenidos con el método *Movimiento armónico impuesto* ($X_{\max} = 2,308$ mm) y el método *Movimiento no impuesto* ($V_0 = 0,75$ V) a 1 Hz a una intensidad de campo magnético de 99,5 kA/m.

En la Figura 5.26 se muestra, para ambos tipos de movimiento, la energía disipada según el valor del máximo desplazamiento para dos intensidades del campo magnético. El máximo desplazamiento se controla directamente con el método *Movimiento armónico impuesto*, mientras que con el método *Movimiento no impuesto* se obtienen mayores desplazamientos con mayores amplitudes de voltaje. Se han aplicado, para cada intensidad del campo magnético, cuatro amplitudes de voltaje entre 0,25 y 1 V en condiciones no impuestas, y cuatro amplitudes de desplazamiento entre 0,5 y 3 mm en condiciones impuestas.

Se aprecia que, para ambos tipos de movimientos, la disipación de energía aumenta de acuerdo con el máximo desplazamiento y con la intensidad del campo magnético. Además, para una intensidad de campo magnético y un máximo de desplazamiento dado, la energía disipada para el método *Movimiento armónico impuesto* es mayor que cuando se emplea el método *Movimiento no impuesto*.

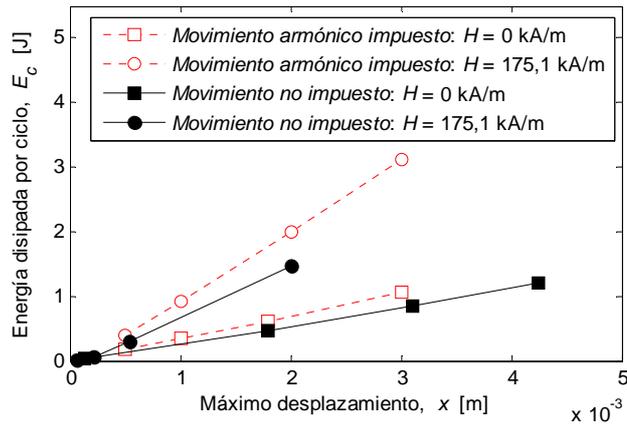


Figura 5.26 Energía disipada por ciclo en función del máximo desplazamiento a 0 kA/m y 175,07 kA/m del amortiguador en modo válvula con el fluido MRF-122EG obtenida con los métodos *Movimiento armónico impuesto* ($X_{max} = 0,5-3$ mm) y *Movimiento no impuesto* ($V_0 = 0,25 - 1,0$ V) a 1 Hz.

En los resultados mostrados en la Figura 5.26 para el *Movimiento no impuesto* y con las dos intensidades del campo magnético, se aprecian desplazamientos máximos muy bajos y por tanto, una disipación de energía muy baja. Este hecho está relacionado con el bloqueo del amortiguador tal y como se presenta a continuación.

En la Figura 5.27 se muestran las curvas de desplazamiento y fuerza de amortiguamiento obtenidas con el *Movimiento no impuesto* a 1 Hz con una señal de alimentación de 0,75 V para diferentes intensidades del campo magnético entre 0 y 282,5 kA/m. Se aprecia que, según aumenta la intensidad del campo magnético hasta 218,8 kA/m, la amplitud de la curva de desplazamiento decrece debido al aumento de la fuerza de amortiguamiento. En cambio, para las intensidades de campo magnético entre 218,8 y 282,5 se obtienen curvas de desplazamiento y fuerza muy similares.

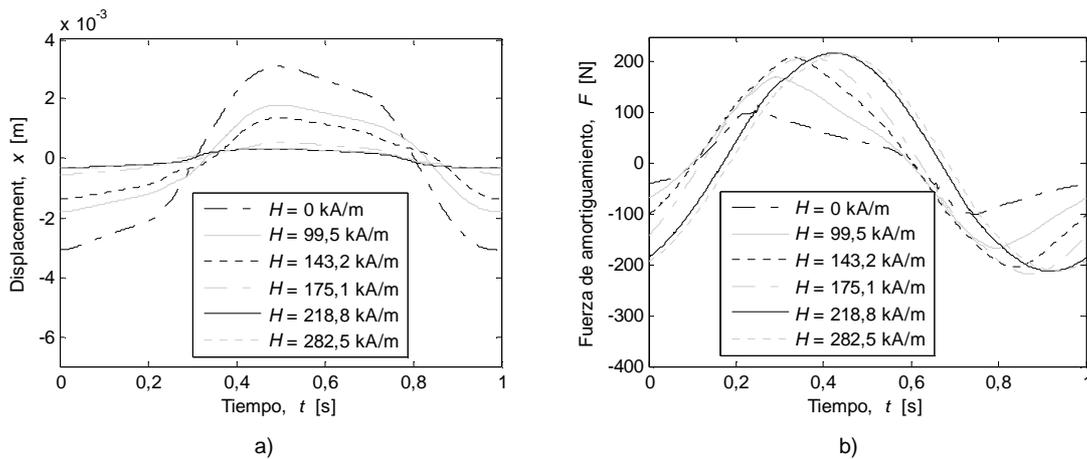


Figura 5.27 Prototipo de amortiguador en modo válvula con el fluido MRF-122EG a) Desplazamiento; b) Fuerza de amortiguamiento obtenida con el método *Movimiento no impuesto* a 1 Hz, con una señal de alimentación de 0,75 V y con diferentes intensidades de campo magnético entre 0 y 282,5 kA/m.

Realizando este mismo análisis para otras amplitudes de la señal de alimentación del excitador electro-dinámico, en la Figura 5.28 se muestra la evolución del valor máximo de la fuerza de amortiguamiento en función de la intensidad del campo magnético. Para las tres amplitudes de la señal de alimentación analizadas entre 0,5 y 1,0 V, el valor máximo de la fuerza de amortiguamiento alcanza una asíntota horizontal a altas intensidades del campo magnético. Este valor se corresponde con la fuerza máxima realizable por el excitador electro-dinámico para cada amplitud de la señal de alimentación. Por otra parte, en esta figura se muestra la evolución de la resistencia inicial al movimiento teórica del amortiguador en modo válvula según la intensidad del campo magnético para el fluido MRF-122EG a una frecuencia de excitación de 1 Hz. Mientras la fuerza máxima que realiza el excitador electro-dinámico sea inferior a la resistencia inicial al movimiento, el amortiguador no alcanza el régimen post-umbral en ningún momento del ciclo. De este modo, únicamente se da una deformación elástico-plástica del fluido MR, y no un flujo. Así, se considera que en los ensayos donde no se alcanza el régimen post-umbral el amortiguador MR se encuentra bloqueado. Esta zona de bloqueo se remarca en la Figura 5.28 con fondo gris, mientras que el fondo blanco engloba los ensayos donde se alcanza el régimen post-umbral y por lo tanto se da la fluencia del fluido MR. Se observa que cuanto mayor es la amplitud de la señal de entrada del excitador, es decir, según se introduce más energía al sistema, el bloqueo ocurre a mayores intensidades de campo magnético.

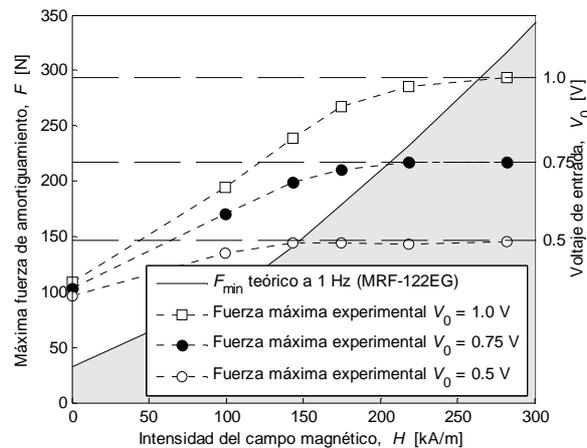


Figura 5.28 Máxima fuerza de amortiguamiento del amortiguador en modo válvula con el fluido MRF-122EG obtenidas con el método *Movimiento no impuesto* a 1 Hz con diferentes señales de alimentación a diferentes intensidades de campo magnético entre 0 y 282,5 kA/m (Fondo gris: estado de bloqueo; Fondo blanco; estado de no bloqueo).

En la Figura 5.29 se muestra la energía disipada por ciclo en función de la intensidad del campo magnético para los dos tipos de movimientos. Cuando se impone un movimiento armónico, la energía disipada crece de acuerdo con la intensidad del campo magnético. Por el contrario, en condiciones no impuestas, la respuesta del amortiguador está determinada por la energía oscilatoria de entrada y el campo magnético aplicado. De este modo, con una amplitud de entrada de 0,75 V, el amortiguador MR disipa aproximadamente la misma energía para los ensayos realizados entre 0 y 143,2 kA/m. Esto se debe a que, aunque la fuerza de amortiguamiento crece según la intensidad del

campo magnético, el desplazamiento disminuye inversamente. En cambio, para intensidades de campo magnético superiores a 218,8 kA/m la energía disipada del amortiguador se reduce de manera drástica si la comparamos con la energía disipada en el rango de 0-143,2 kA/m. Esto se debe a que el amortiguador se encuentra bloqueado (Figura 5.28), y no se alcanza el régimen post-umbral del fluido MR en ningún momento del ciclo, debido a que la fuerza aplicada no supera la resistencia inicial al movimiento. De este modo, la capacidad de disipar energía del amortiguador MR se reduce de manera substancial. A 175,1 kA/m se da la transición entre los estados de bloqueo y no bloqueo, y aunque la energía disipada no alcanza los valores del rango 0-143,2 kA/m, el amortiguador MR es capaz de disipar más energía que en la zona de bloqueo. En los amortiguadores MR el fenómeno del bloqueo solo se ha analizado para situaciones de impactos [Ahm2007]. No obstante, los ensayos con el método *Movimiento no impuesto* muestran que el bloqueo se puede dar también ante una excitación oscilatoria, reduciendo de manera importante la capacidad de disipar energía del amortiguador MR.

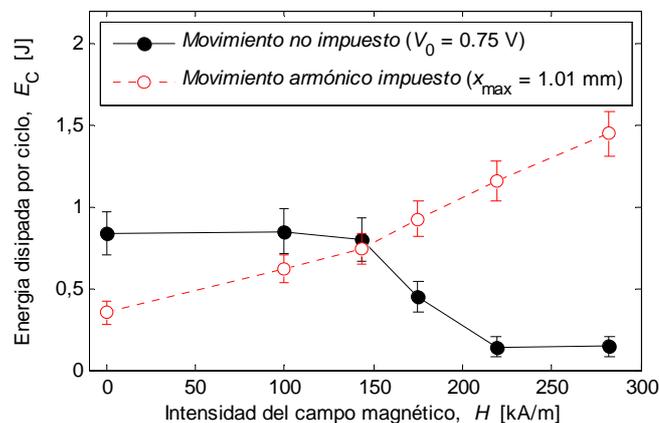


Figura 5.29 Energía disipada por ciclo del amortiguador en modo válvula con el fluido MRF-122EG obtenida con el método *Movimiento armónico impuesto* ($X_{\max} = 1,01$ mm) y con el método *Movimiento no impuesto* ($V_0 = 0,75$ V) en función de la intensidad del campo magnético a 1 Hz.

En la Figura 5.30 se analizan los regímenes de trabajo del amortiguador MR en modo válvula en función de la frecuencia de excitación para ambos métodos de caracterización a 99,47 kA/m. La fuerza umbral es constante para todos los ensayos debido a que todos los ensayos se han realizado a la misma intensidad del campo magnético. En cambio, el valor de la fricción estática se reduce levemente en función de la frecuencia de excitación según la ecuación Ec. 5.1. De esta manera la resistencia inicial al movimiento del amortiguador MR, F_{\min} , decrece de 93,34 N a 1 Hz hasta 82,97 N a 10 Hz. Se debe tener en cuenta, que la duración del ciclo se reduce inversamente con la frecuencia de excitación.

Según los resultados mostrados en la Figura 5.30 se aprecia que el tiempo relativo por ciclo transcurrido en el régimen pre-umbral no depende de la frecuencia de excitación. Esto se debe a que el límite del régimen pre-umbral está determinado por el desplazamiento del pistón [Bos2010]. Por otro lado, tal y como se ha observado previamente, el régimen pre-umbral es más dominante cuando se emplea el método *Movimiento no impuesto*.

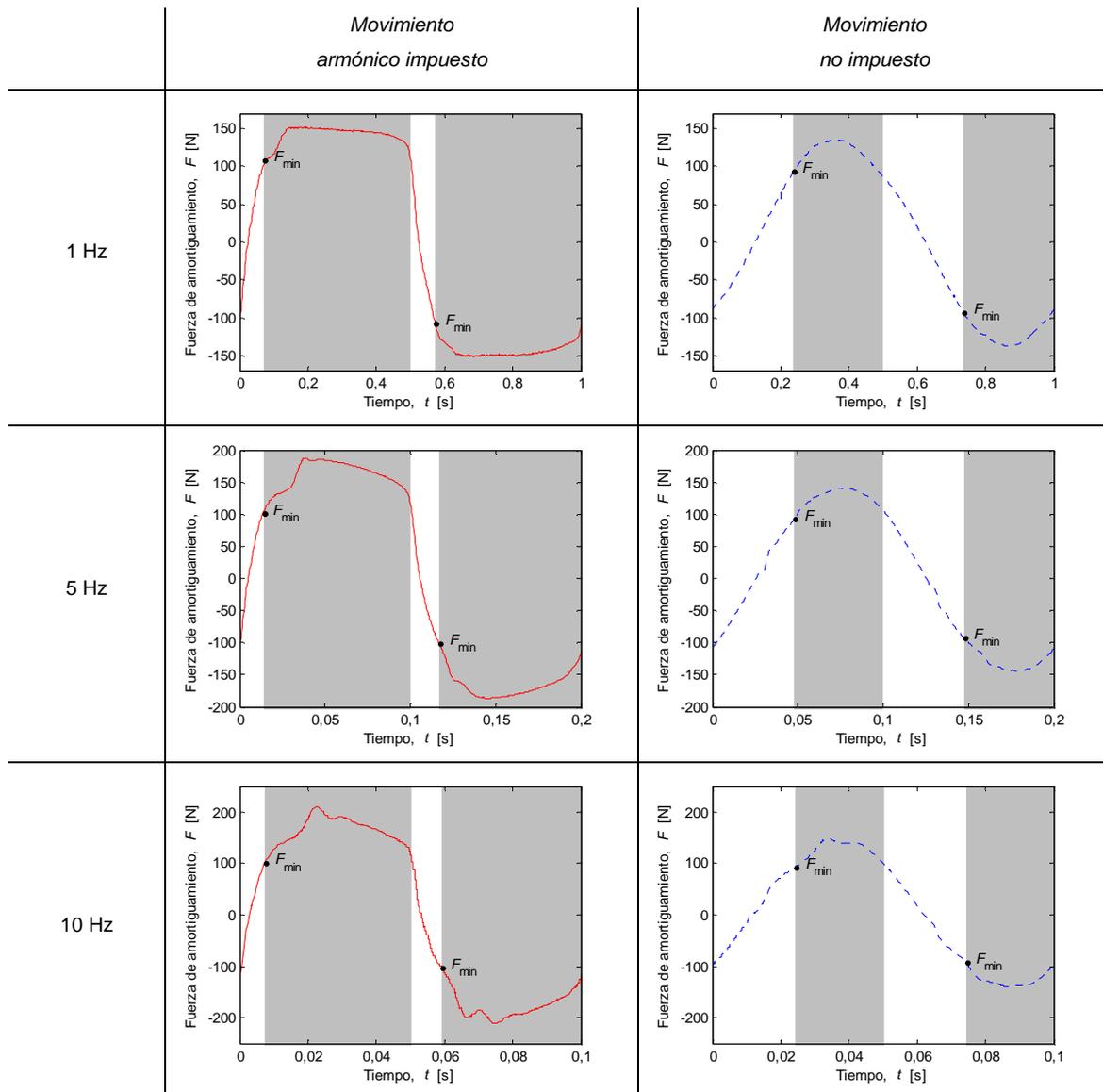


Figura 5.30 Fuerza de amortiguamiento y regímenes de trabajo (pre-umbral: fondo blanco; post-umbral: fondo gris) del amortiguador en modo válvula con el fluido MRF-122EG obtenidos con los métodos *Movimiento armónico impuesto* ($X_{\max} = 0,501$ mm) y con *Movimiento no impuesto* ($V_0 = 0,75$ V) a 99,5 kA/m a diferentes frecuencias de excitación.

Por último, se analiza la influencia del desplazamiento máximo en la respuesta del amortiguador MR para los dos movimientos estudiados. Con este objetivo, en la Figura 5.31 se muestran los regímenes de trabajo para ambos métodos de caracterización a 1 Hz y 175,1 kA/m para diferentes valores de desplazamiento máximo. En todos estos ensayos la resistencia inicial al movimiento del amortiguador presenta un valor de 174,86 N. Tal y como se aprecia, para ambos tipos de movimiento, el tiempo necesario para alcanzar el régimen post-umbral se reduce al aumentar desplazamiento máximo. Esto se debe a que el límite del régimen pre-umbral está determinado por el desplazamiento del pistón [Bos2010], y este momento se alcanza más rápidamente cuanto mayor es la amplitud de movimiento. Por otra parte, se aprecia que, debido a que mayores máximos de desplazamiento se traducen en mayores niveles de velocidad, se obtienen ligeramente mayores niveles de fuerza cuanto mayor es el desplazamiento máximo [Web2009]. Una vez más, se aprecia

que el régimen pre-umbral es más significativo cuando se emplea el método *Movimiento no impuesto*.

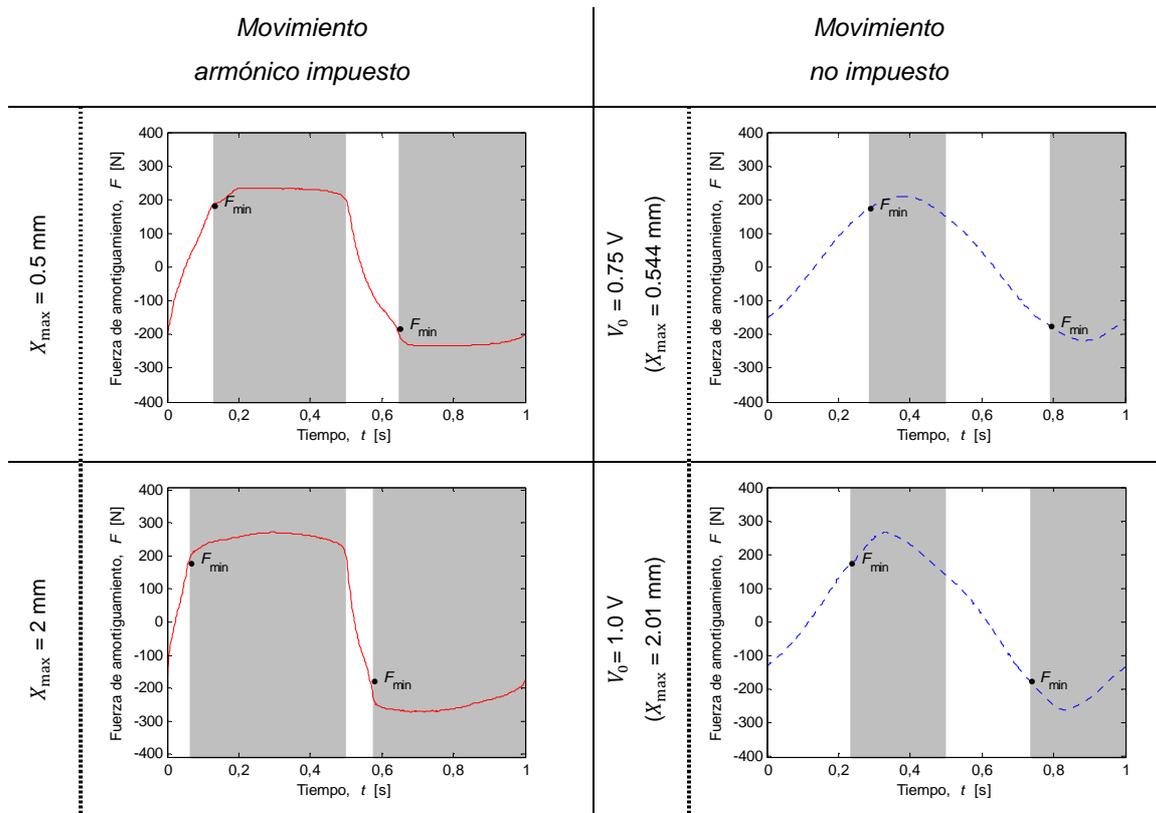


Figura 5.31 Curva de Fuerza de amortiguamiento y regímenes de trabajo (pre-umbral: fondo blanco; post-umbral: fondo gris) del amortiguador en modo válvula con el fluido MRF-122EG obtenido con los métodos *Movimiento armónico impuesto* y *Movimiento no impuesto* a 1 Hz, a 175,1 kA/m y con diferentes desplazamientos máximos.

5.7. Conclusiones

Las conclusiones del comportamiento magnetohidrodinámico de los amortiguadores MR son:

- El modo de trabajo de fluido MR no tiene influencia en la respuesta magneto-hidro-dinámica del amortiguador MR. Esto hecho se ha corroborado experimental y teóricamente.
- Un mayor efecto MR en el comportamiento reológico del fluido MR se traduce en un mayor efecto MR en la respuesta del amortiguador MR. Por otro lado, el comportamiento pre-umbral del fluido MR determina la posición en el que se da el cambio de régimen en el amortiguador MR.
- El movimiento aplicado al amortiguador MR determina los regímenes de trabajo del amortiguador.
- El *Movimiento armónico impuesto* presenta la ventaja de una mayor simplicidad en el tratamiento de datos y en su análisis. Por el contrario, el *Movimiento no impuesto* es equivalente a las condiciones de trabajo que presenta el amortiguador MR cuando se implementa en una aplicación industrial.
- La resistencia inicial al movimiento de los amortiguadores MR se manifiesta de manera diferente según el tipo de movimiento aplicado al amortiguador MR. Cuando se impone un movimiento armónico la transición entre regímenes se da de un modo rápido. En cambio, en condiciones no restringidas, la resistencia inicial al movimiento del amortiguador MR se traduce en un intervalo inicial a muy bajas velocidades, y como consecuencia, la influencia del régimen pre-umbral es mayor que en condiciones no impuestas.
- El tiempo de permanencia en cada régimen de trabajo determina la capacidad de disipar energía del amortiguador MR. Cuando se impone un movimiento armónico, las fuerzas son superiores a la resistencia inicial al movimiento del amortiguador MR en la mayor parte del ciclo. En cambio, cuando se aplica un *Movimiento no impuesto* las fuerzas obtenidas son menores que la resistencia inicial al movimiento del amortiguador MR durante gran parte del ciclo. Debido a ello, se puede afirmar que el método

Movimiento armónico impuesto sobreestima la capacidad de disipar energía de los amortiguadores MR.

- Se ha demostrado que la capacidad de atenuación del amortiguador está limitado por el fenómeno del bloqueo. Este efecto aparece cuando la energía de entrada no es suficiente para superar la resistencia inicial al movimiento del amortiguador MR. Debido a ello, no se alcanza el régimen post-umbral en ningún momento del ciclo, y por lo tanto, la disipación de energía se reduce.

Hasta el momento, el trabajo presentado en este capítulo ha dado lugar a las siguientes publicaciones:

- Berasategui J, Elejabarrieta MJ, Bou-Ali MM; Characterization analysis of a MR damper, Smart Materials and Structures, Smart Materials and Structures, 23 (2014) (En imprenta, doi:10.1088/0964-1726/23/4/045025).
- Berasategui J, Elejabarrieta MJ, Bou-Ali MM; Lock-up phenomenon in magneto-rheological dampers. Journal of Vibration and Control (En revisión).
- Berasategui J, Elejabarrieta MJ, Bou-Ali MM; Friction damper characterization: open loop vs close control (En preparación).
- Berasategui J, Zubieta M, Elejabarrieta MJ, Bou-Ali MM; Characterization of the friction of a damper: open vs close loop control. 10th Conference on Mechanics, Oujda (Marruecos), 19-22 de Abril, 2011. Presentación Oral.
- Berasategui J, Elejabarrieta MJ, Bou-Ali MM; Desarrollo de un sistema de suspensión inteligente para lavadoras basado en fluido magnetoreológicos. X Congreso Iberoamericano de Ingeniería Mecánica, Oporto (Portugal), 4-7 de Septiembre, 2011. Presentación Oral.
- Berasategui J, Elejabarrieta MJ, Bou-Ali MM, Garmendia I, Agirre I; Unrestrained response characterization of a magnetorheological damper, 13th International Conference on Electrorheological Fluids and Magnetorheological Suspensions, Ankara (Turquia), 2-6 de Julio de 2012. Presentación Oral.
- Berasategui J, Elejabarrieta MJ, Bou-Ali MM; Open loop characterization of a magneto-rheological damper. 11th Conference on Mechanics, Agadir (Marruecos), 23-26 de Abril 2013. Presentación Oral.

Capítulo 6

6. Conclusiones

A continuación, se recogen las conclusiones de esta tesis doctoral.

- Se han formulado fluidos MR estables con diferentes concentraciones de partículas magnéticas.
 - El uso de surfactante con cabeza polar y cola no polar evita los agregados entre partículas magnéticas. La concentración óptima del surfactante, para evitar la mayor cantidad posible de agregados, se ha obtenido mediante ensayos de sedimentación.
 - El uso de aditivos viscosizantes reduce la velocidad de sedimentación de las partículas magnéticas, aunque no evita la sedimentación completa de estas partículas en tiempos de espera largos. En cambio, el uso de agentes gelificantes impide la sedimentación completa de las partículas magnéticas en tiempos de espera prolongados gracias a la estructura tipo gel que se forma en el líquido portador.
 - Una mayor concentración de partículas magnéticas del fluido MR aumenta la viscosidad de dicho fluido. Este aumento de la viscosidad en los fluidos MR más concentrados reduce la velocidad de sedimentación de las partículas magnéticas.

- Se ha caracterizado el comportamiento magnetorreológico de los fluidos MR.
 - Se ha establecido un procedimiento experimental para la caracterización magnetorreológica de fluidos MR en el que se ha definido el equipamiento, el sistema de medida a utilizar, el procedimiento para la conversión de datos y el llenado de la muestra.
 - El comportamiento reológico de los fluidos MR, sometidos a un campo magnético, está determinado por un umbral de cizalladura. Este umbral de cizalladura crece de acuerdo con la intensidad del campo magnético, y con la concentración y tamaño de las partículas magnéticas.
 - La respuesta de los fluidos MR en el régimen post-umbral depende únicamente de la velocidad de deformación. Además, el modelo reológico del Herschel-Bulkley es el que mejor se ajusta al comportamiento post-umbral de los fluidos MR analizados en esta investigación.
 - El comportamiento en el régimen pre-umbral se debe exclusivamente a la deformación. En este régimen pre-umbral los fluidos MR presentan un comportamiento no lineal con una asíntota horizontal de la tensión de cizalladura a

altas deformaciones, que se corresponde con el umbral de cizalladura que delimita los regímenes de trabajo del fluido MR.

- Para modelar el comportamiento pre-umbral de los fluidos MR se ha propuesto y validado un nuevo modelo reológico en el que la tensión de cizalladura depende únicamente de la deformación mediante una relación no-lineal y una asíntota horizontal de la tensión de cizalladura a altas deformaciones. Este modelo se ha ajustado satisfactoriamente a los resultados experimentales de los diferentes fluidos MR formulados.
- Se han analizado los parámetros principales que determinan el diseño de los amortiguadores MR.
 - La respuesta del amortiguador MR está diferenciada por los regímenes pre- y post-umbral. Estos regímenes se diferencian según la fuerza umbral, siendo ésta dependiente del umbral de cizalladura del fluido MR.
 - En el régimen pre-umbral la fuerza de amortiguamiento del amortiguador MR depende del desplazamiento del pistón ya que en dicho régimen, la respuesta del fluido MR depende de la deformación. En el régimen pre-umbral la fuerza de amortiguamiento no supera en ningún caso el valor de la fuerza umbral.
 - Por encima de la fuerza umbral, en el régimen post-umbral, la fuerza de amortiguamiento depende de la velocidad del pistón, ya que en dicho régimen el comportamiento reológico del fluido MR depende de la velocidad de deformación.
 - En modo válvula, la fuerza de amortiguamiento se debe únicamente a la diferencia de presión entre ambos lados del pistón.
 - En el prototipo de amortiguador en modo mixto, la fuerza de amortiguamiento se debe a la diferencia de presión entre ambos lados del pistón, y también a la tensión de cizalla en la pared longitudinal de este pistón.
- Se ha analizado el comportamiento magneto-hidro-dinámico de los amortiguadores MR en función del modo de trabajo del fluido MR, del comportamiento magnetorreológico de los fluidos MR y del tipo movimiento aplicado.
 - El modo de trabajo de fluido MR no tiene influencia en la respuesta magneto-hidro-dinámica del amortiguador MR. Esto hecho se ha corroborado experimental y teóricamente.

- Un mayor efecto MR en el comportamiento reológico del fluido MR se traduce en un mayor efecto MR en la respuesta del amortiguador MR. Por otro lado, el comportamiento pre-umbral del fluido MR determina la posición en el que se da el cambio de régimen en el amortiguador MR.
- El movimiento aplicado al amortiguador MR determina los regímenes de trabajo del amortiguador.
- El *Movimiento armónico impuesto* presenta la ventaja de una mayor simplicidad en el tratamiento de datos y en su análisis. Por el contrario, el *Movimiento no impuesto* es equivalente a las condiciones de trabajo que presenta el amortiguador MR cuando se implementa en una aplicación industrial.
- La resistencia inicial al movimiento de los amortiguadores MR se manifiesta de manera diferente según el tipo de movimiento aplicado al amortiguador MR. Cuando se impone un movimiento armónico la transición entre regímenes se da de un modo rápido. En cambio, en condiciones no restringidas, la resistencia inicial al movimiento del amortiguador MR se traduce en un intervalo inicial a muy bajas velocidades, y como consecuencia, la influencia del régimen pre-umbral es mayor que en condiciones no impuestas.
- El tiempo de permanencia en cada régimen de trabajo determina la capacidad de disipar energía del amortiguador MR. Cuando se impone un movimiento armónico, las fuerzas son superiores a la resistencia inicial al movimiento del amortiguador MR en la mayor parte del ciclo. En cambio, cuando se aplica un *Movimiento no impuesto* las fuerzas obtenidas son menores que la resistencia inicial al movimiento del amortiguador MR durante gran parte del ciclo. Debido a ello, se puede afirmar que el método *Movimiento armónico impuesto* sobreestima la capacidad de disipar energía de los amortiguadores MR.
- Se ha demostrado que la capacidad de atenuación del amortiguador está limitado por el fenómeno del bloqueo. Este efecto aparece cuando la energía de entrada no es suficiente para sobrepasar la resistencia inicial al movimiento del amortiguador MR. Debido a ello, no se alcanza el régimen post-umbral en ningún momento del ciclo, y por lo tanto, la disipación de energía se reduce.

Hasta el momento, los resultados de este trabajo se han divulgado en revistas indexadas y en congresos tanto nacionales como internacionales:

- Berasategui J, Elejabarrieta MJ, Bou-Ali MM; Characterization analysis of a MR damper, *Smart Materials and Structures*, *Smart Materials and Structures*, 23 (2014) (En imprenta, doi:10.1088/0964-1726/23/4/045025).

- Berasategui J, Elejabarrieta MJ, Bou-Ali MM; Lock-up phenomenon in magneto-rheological dampers. *Journal of Vibration and Control* (En revisión).
- Berasategui J, Zubieta M, Elejabarrieta MJ, Bou-Ali MM; Modelo empírico para fluidos magnetoreológicos; *XI Congreso Nacional de Materiales*, Zaragoza (2010) 23-25 Junio 2010. Poster.
- Berasategui J, Zubieta M, Elejabarrieta MJ, Bou-Ali MM; Characterization of the friction of a damper: open vs close loop control. *10th Conference on Mechanics*, Oujda (Marruecos), 19-22 de Abril, 2011. Presentación Oral.
- Berasategui J, Elejabarrieta MJ, Bou-Ali MM; Desarrollo de un sistema de suspensión inteligente para lavadoras basado en fluido magnetoreológicos. *X Congreso Iberoamericano de Ingeniería Mecánica*, Oporto (Portugal), 4-7 de Septiembre, 2011. Presentación Oral.
- Berasategui J, Garmendia I, Elejabarrieta MJ, Bou-Ali MM; Fluido magnetikoen portaera magneto-reologiko eta biskoelastikoa, *Materialen Zientzia eta Teknologiaren I. Kongresua*, Arrasate (España), 3-4 Mayo 2012: Presentación Oral y poster.
- Garmendia I, Berasategui J, Moral M, Ezcurra K, López-López MT, Bou-Ali MM, Durán JDG, Elejabarrieta MJ; Efecto de los aditivos en la estabilidad y en la reología de fluidos magnéticos, *XII. Congreso Nacional de Materiales*, Alicante (España), 30 de Mayo – 1 de Junio 2012. Presentación oral.
- Berasategui J, Elejabarrieta MJ, Bou-Ali MM, Garmendia I, Agirre I; Unrestrained response characterization of a magnetorheological damper, *13th International Conference on Electrorheological Fluids and Magnetorheological Suspensions*, Ankara (Turquia), 2-6 de Julio de 2012. Presentación Oral.
- Berasategui J, Elejabarrieta MJ, Bou-Ali MM, Garmendia I, Agirre I, Ezcurra K, Moral M, López-López MT, Durán JDG; High-pressure rheological behavior of magneto-rheological fluids. *The XVIth International Congress on Rheology*, Lisboa (Portugal), 6-10 de Agosto de 2012. Poster.
- Berasategui J, Elejabarrieta MJ, Bou-Ali MM; Open loop characterization of a magneto-rheological damper. *11th Conference on Mechanics*, Agadir (Marruecos), 23-26 de Abril 2013. Presentación Oral.
- Berasategui J, Irazu L, Elejabarrieta MJ, Bou-Ali MM; Analysis of the visco-elastic behaviour of magnetic fluids, *Iberian Meeting on Rheology (IBEREO)*, Málaga (España), 5-6 Septiembre 2013. Presentación Oral.

Además, se ha colaborado en los siguientes trabajos:

- Berasategui J, Elejabarrieta MJ, Bou-Ali MM; Estudio del comportamiento mecánico de elastómeros magnetoreológicos; *XI Congreso Nacional de Materiales*, Zaragoza (España) 23-25 Junio 2010. Poster.
- Berasategui J, Gómez TE, Elejabarrieta MJ, Bou-Ali MM; Analysis of the attenuation of elastomers with micro and nanoparticles using ultrasound technique. *EUROMAT 2011*, Montpellier (Francia), 12-15 de Septiembre, 2011. Poster.
- Agirre-Olabide I, Berasategui J, Elejabarrieta MJ, Bou-Ali MM; Characterization of the Lineal Viscoelastic Region of Magnetorheological Elastomers, *Journal of Intelligent Material Systems and Structures* (Aceptado 1045389X13517310).
- Agirre-Olabide I, Berasategui J, Elejabarrieta MJ, Bou-Ali MM; Influencia del curado en las propiedades dinámicas de elastómeros magnetorreológicos. *XII. Congreso Nacional de Materiales*, Alicante (España), 30 de Mayo – 1 de Junio 2012. Poster.
- Irazu L, Berasategui J, Elejabarrieta MJ, Bou-Ali MM, Moral M, Alejandre I, López-López MT, Durán JDG; Synthesis and rheological characterization of magnetic fluids: influence of the stabilizer agents, *Iberian Meeting on Rheology (IBEREO)*, Málaga (España), 5-6 Septiembre 2013. Poster.

ANEXO A:

A. Métodos de conversión para la configuración de platos paralelos

A.1. Introducción

A continuación se describen los diferentes métodos de conversión para obtener los parámetros reológicos (deformación, velocidad de deformación y tensión) de los fluidos MR a partir de los parámetros físicos (ángulo de giro, velocidad de giro y par) obtenidos experimentalmente del reómetro rotacional MCR-501 (Anton Paar) con la configuración de platos paralelos de 20 mm.

En el sistema de medida de platos paralelos el estado tensional de la muestra depende de la posición radial. Además, los fluidos MR presentan un comportamiento reológico no newtoniano cuando son sometidos a un campo magnético [Gen2002].

El software del reómetro MCR-501 de Anton Paar realiza la conversión según la norma DIN-53018 [DIN1976]. Esta norma considera un comportamiento reológico Newtoniano, por lo que la conversión según esta norma no es válida para la caracterización de fluidos MR. Como alternativa a esta conversión existen las conversiones de Rabinowitsch [Sos1984], el método Single-Point [Car1994c] y el método diferencial propuesto por Zubieta *et al.* [Zub2009a]. En este apartado se analizan estos métodos de conversión para ensayos de viscosimetría de fluidos MR con control de la velocidad de deformación y con control del esfuerzo.

A.2. Geometría de platos paralelos

En la geometría de medida de platos paralelos (Figura 3.5) la deformación de la muestra, γ , es dependiente de la posición radial (r) y está determinada por el ángulo de giro del plato, φ , y por el gap, h (Ec. A.1). De un modo similar, la velocidad de deformación de la muestra, $\dot{\gamma}$, es dependiente de la posición radial, r , y está determinada por la velocidad angular del plato, ω , y por el gap, h (Ec. A.2). Tanto la deformación como la velocidad de deformación alcanzan el valor máximo en el extremo del plato ($r = R$).

$$\gamma(r) = \frac{\varphi \cdot r}{h} \qquad \gamma_R(r = R) = \frac{\varphi \cdot R}{h} \qquad \text{(Ec. A.1)}$$

$$\dot{\gamma}(r) = \frac{\omega \cdot r}{h} \qquad \dot{\gamma}_R(r = R) = \frac{\omega \cdot R}{h} \qquad \text{(Ec. A.2)}$$

El momento sobre el plato superior, M , está determinado por la tensión de cizalladura, τ , en el área de contacto entre la muestra y el plato (Ec. A.3). Para obtener la tensión de cizalladura a partir de la medida del momento, se debe resolver esta integral.

$$M = \int_0^R \tau \cdot 2 \cdot \pi \cdot r^2 \cdot dr \quad (\text{Ec. A.3})$$

La tensión de cizalladura τ es dependiente de la deformación o la velocidad de deformación de acuerdo al modelo reológico del material. Por otro lado, los valores de la deformación y de la velocidad de deformación son dependientes de la posición radial. Por ello, para obtener la tensión de cizalladura se debe, o bien determinar un comportamiento reológico del material o realizar una aproximación.

A.3. Métodos de conversión

A.3.1. DIN-53018

La norma DIN-53018 (Measurement of the Dynamic Viscosity of Newtonian Fluids with Rotational Viscometers) considera el comportamiento de un fluido newtoniano para determinar la conversión entre los parámetros físicos del reómetro y los parámetros reológicos del fluido. El comportamiento de un fluido newtoniano es linealmente dependiente de la velocidad de deformación según la siguiente ecuación.

$$\tau = \mu \cdot \dot{\gamma} \quad (\text{Ec. A.4})$$

siendo μ la viscosidad dinámica del fluido. De este modo, se puede desarrollar la ecuación del momento (Ec. A.3).

$$M = \int_0^R \mu \cdot \dot{\gamma} \cdot 2 \cdot \pi \cdot r^2 \cdot dr = \int_0^R \mu \cdot \frac{\omega \cdot r}{h} \cdot 2 \cdot \pi \cdot r^2 \cdot dr = \frac{2 \cdot \pi \cdot \mu \cdot \omega \cdot R^4}{4 \cdot h} \quad (\text{Ec. A.5})$$

Considerando el comportamiento reológico de un fluido newtoniano y teniendo en cuenta la velocidad de deformación (Ec. A.2), se obtiene el valor de la tensión de cizalladura en la posición $r = R$.

$$\tau_R = \mu \cdot \frac{\omega \cdot R}{h} \quad (\text{Ec. A.6})$$

Teniendo en cuenta las ecuaciones (Ec. A.5) y (Ec. A.6) se obtiene el valor de la tensión de cizalladura en la posición $r = R$ en función del valor del momento M .

$$M = \frac{\pi \cdot R^3 \cdot \tau_R}{2} \rightarrow \tau_R = \frac{2 \cdot M}{\pi \cdot R^3} \quad (\text{Ec. A.7})$$

A.3.2. Rabinowitsch

La conversión de Rabinowitsch se denomina a la desarrollada por Soskey *et al.* para la geometría de platos paralelos [Sos1984] a partir de la conversión que desarrolló Rabinowitsch para reómetros capilares. La conversión de Rabinowitsch viene dada por:

$$\tau_R = \frac{2 \cdot M}{\pi \cdot R^3} \cdot \left(\frac{3}{4} + \frac{1}{4} \cdot \frac{d \ln M}{d \ln \dot{\gamma}_R} \right) \quad (\text{Ec. A.8})$$

A.3.3. Single-Point

Para obtener los parámetros reológicos de fluidos no newtonianos, Schümmer y Worthoff [Sch1978] sostienen que existe una determinada posición radial, r_s , válida para realizar la conversión considerando un comportamiento reológico Newtoniano. De este modo, el método Single-Point realiza la conversión en la posición radial r_s según las siguientes ecuaciones.

$$\gamma(r_s) = \frac{\varphi \cdot r_s}{h} \quad (\text{Ec. A.9})$$

$$\dot{\gamma}(r_s) = \frac{\omega \cdot r_s}{h} \quad (\text{Ec. A.10})$$

$$\tau(r_s) = \frac{2 \cdot r_s}{\pi \cdot R^4} \cdot M \quad (\text{Ec. A.11})$$

Este método de conversión resulta apropiado tanto para fluidos dilatantes como para fluidos pseudo-plásticos. El cálculo de r_s tiene en cuenta el índice de pseudo-plasticidad n .

$$r_s^* = \left(\frac{4}{n+3} \right)^{\frac{1}{n-1}} \quad (\text{Ec. A.12})$$

$$r_s = R \cdot r_s^* \quad (\text{Ec. A.13})$$

Según Carvalho *et al.* [Car1994c] un valor de $r_s^* = 0,755$ proporciona resultados satisfactorios para todo tipo de fluidos dilatantes o pseudo-plásticos.

A.3.4. Diferencial

Este método, propuesto por Zubieta *et al.* [Zub2009a] se basa en un comportamiento reológico genérico del fluido, el cual se describe en base a diferenciales de comportamiento newtoniano y una discretización logarítmica. La velocidad de deformación se obtiene de forma similar a la norma DIN-

53018 (Ec. A.14), mientras que el esfuerzo de cizalladura se obtiene como la suma del comportamiento de cada intervalo (Ec. A.15).

$$\dot{\gamma}_R = \frac{\omega \cdot R}{h} \quad (\text{Ec. A.14})$$

$$\tau_R = \sum_n \mu_i \cdot (\dot{\gamma}_i - \dot{\gamma}_{i-1}) \quad (\text{Ec. A.15})$$

A.4. Comparación de los métodos de conversión

Los cuatro métodos de conversión se comparan para dos tipos de ensayos de viscosimetría: con control de la velocidad de deformación y con control de la tensión de cizalladura. Estos ensayos se han realizado con el fluido MR comercial MRF-122EG a una intensidad del campo magnético de 343,2 kA/m.

A.4.1. Viscosimetría con control de la velocidad de deformación

Este ensayo se ha realizado aplicando una rampa logarítmica de la velocidad de giro de 60 puntos entre $5,4532 \cdot 10^{-3}$ y $3,271 \cdot 10^2$ rpm y un tiempo de permanencia en cada punto de 4 s. En la Figura A.1 se muestran las curvas de flujo para los cuatro métodos de caracterización. Se aprecia que, exceptuando la conversión con el método DIN-53018, todos los métodos de conversión alcanzan resultados muy similares. Los resultados confirman que el método de conversión según la norma DIN-53018 no es válido para la caracterización de fluidos MR.

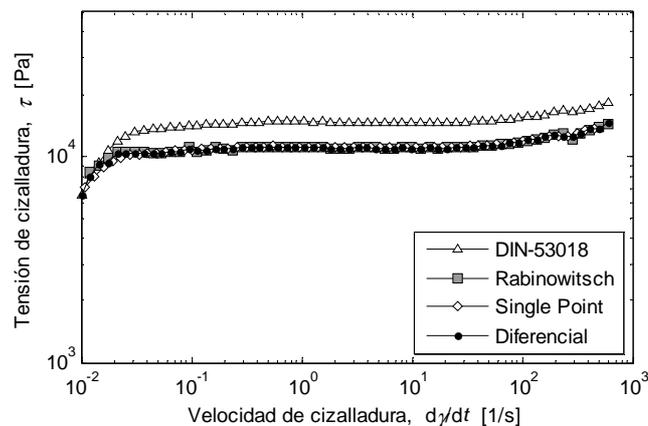


Figura A.1 Ensayo de viscosimetría con control de la velocidad de deformación del fluido MRF-122EG a 343,2 kA/m.

A.4.1. Viscosimetría con control de la tensión de cizalladura

Este ensayo se ha realizado aplicando una rampa logarítmica de 60 puntos del momento entre $7,820$ y $2,976 \cdot 10^1$ mNm y un tiempo de permanencia en cada punto de 4 s. En la Figura A.2 se muestran las curvas de flujo para los métodos de conversión de Rabinowitsch, Single-Point y Diferencial. Se aprecia que el método Diferencial sólo obtiene resultados válidos para velocidades de flujo elevadas, que se corresponden con el régimen post-umbral. En este régimen, los métodos Rabinowitsch y Single-Point presentan curvas similares. Por otro lado, a velocidad de deformación bajas (ver detalle figura), aparecen pequeñas variaciones negativas de la velocidad de deformación que crean inestabilidades cuando se utiliza el método de Rabinowitsch. Esto se debe a la diferenciación que realiza este método [Sha2006].

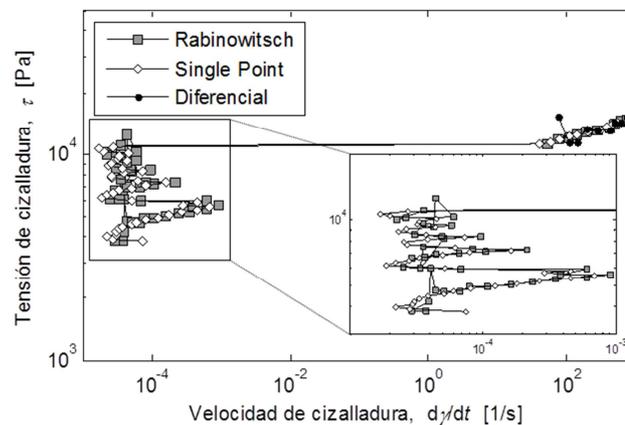


Figura A.2 Ensayo de viscosimetría con control de la tensión de cizalladura del fluido MRF-122EG a 343,2 kA/m.

Se han analizado y comparado diferentes métodos de conversión para la obtención de los parámetros reológicos de los fluidos MR a partir de ensayos experimentales realizados con la geometría de platos paralelos. Entre los métodos de conversión analizados, el método de Single-Point ha resultado ser el método de conversión más robusto para las diferentes condiciones de ensayo utilizadas en la caracterización de los fluidos MR.

ANEXO B:

B. Modelos reológicos post-umbral

B.1. Introducción

En este anexo se analizan los modelos reológicos que se utilizan para modelar el comportamiento post-umbral de los fluidos MR. Como se ha visto en las Figura 3.13 y Figura 3.14, los fluidos MR analizados en esta tesis doctoral presentan un comportamiento post-umbral pseudo-plástico. Por ello, en este apartado se utilizan los modelos de Herschel-Bulkley (Ec. 3.2) y de Casson (Ec. 3.3) para describir el comportamiento post-umbral de los fluidos FMR_22Fe y MRF-122EG.

B.2. Ajustes post-umbral

En esta apartado se comparan los ajustes obtenidos, para las curvas de flujo de los fluidos FMR_22Fe y MRF-122EG a diferentes intensidades de campo magnético, con los modelos de Herschel-Bulkley y Casson.

B.2.1. Fluido FMR_22Fe

En la Tabla B.1 se muestran, a diferentes intensidades del campo magnético, los valores de los parámetros que determinan el modelo de Herschel-Bulkley (Ec. 3.2) para el fluido FMR_22Fe. Se ha obtenido para cada intensidad del campo magnético el índice de correlación entre la curva experimental y el ajuste. Se aprecia que el índice de correlación presenta valores muy próximos a 1, hecho que indica una buena correlación.

Tabla B.1 Ajuste de los parámetros del modelo Herschel-Bulkley para el fluido FMR_22Fe.

Intensidad del campo magnético, H [kA/m]	Umbral de cizalladura, τ_0 [Pa]	Consistencia, K [Pa·s ⁿ]	Índice de pseudo-plasticidad, n	Índice de correlación, R^2
0,2	0,0211	0,37	0,940	0,9999
12,7	24,2	4,07	0,558	0,9978
26,1	196,7	15,32	0,501	0,9827
67,9	1258,4	84,49	0,353	0,9934
140,1	3645,5	302,17	0,306	0,9900
280,9	10164,9	304,90	0,374	0,9651
413,0	15315,4	156,35	0,499	0,9721
616,7	16701,3	131,69	0,567	0,9783

Al igual que en la Tabla B.1, en la Tabla B.2 se muestran los valores de los parámetros que determinan el modelo de Casson (Ec. 3.3) para el fluido FMR_22Fe a diferentes intensidades del campo magnético. Los índices de correlación obtenidos con este modelo son menores que los obtenidos con el modelo de Herschel-Bulkley, siendo esta diferencia mayor a campos magnéticos elevados.

Tabla B.2 Ajuste de los parámetros del modelo Casson para el fluido FMR_22Fe.

Intensidad del campo magnético, H [kA/m]	Umbral de cizalladura, τ_0 [Pa]	Viscosidad dinámica, μ [Pa-s]	Índice de correlación, R^2
0,2	0,0191	0,000204	0,9994
12,7	23,4677	0,000255	0,9834
26,1	193,7865	0,000295	0,9867
67,9	1249,384	0,000417	0,9055
140,1	3594,887	0,000717	0,9181
280,9	10166,00	0,000928	0,9186
413,0	15435,80	0,000550	0,9265
616,7	16921,521	0,000492	0,8894

B.2.2. Fluido MRF-122EG

En la Tabla B.3 se muestran, a diferentes intensidades del campo magnético, los valores de los parámetros que determinan el modelo de Herschel-Bulkley (Ec. 3.2) para el fluido MRF-122EG. Tal y como ocurría con el fluido FMR_22Fe, se han obtenido índices de correlación muy próximos a 1, lo que indica un buen ajuste del modelo.

Tabla B.3 Ajuste de los parámetros del modelo Herschel-Bulkley para el fluido MRF-122EG.

Intensidad del campo magnético, H [kA/m]	Umbral de cizalladura, τ_0 [Pa]	Consistencia, K [Pa-s ^{n}]	Índice de pseudo-plasticidad, n	Índice de correlación, R^2
0,2	2,4703	0,32	0,71	0,9993
12,7	65,303	6,70	0,39	0,9961
26,1	282,8379	15,46	0,40	0,9870
67,9	1649,9966	17,79	0,53	0,9572
140,1	5085,651	16,98	0,64	0,9792
280,9	13709,260	12,62	0,73	0,9599
413,0	21181,3001	8,18	0,84	0,9552
616,7	27224,844	7,41	0,88	0,9626

Por último, en la Tabla B.4 se muestra el ajuste con el modelo de Casson (Ec. 3.3) para el fluido MRF-122EG. Los índices de correlación obtenidos con este modelo son menores que los obtenidos con el modelo de Herschel-Bulkley, siendo esta diferencia mayor cuanto mayor es la intensidad del campo magnéticos.

Tabla B.4 Ajuste de los parámetros del modelo Casson para el fluido MRF-122EG.

Intensidad del campo magnético, H [kA/m]	Umbral de cizalladura, τ_0 [Pa]	Viscosidad dinámica, μ [Pa·s]	Índice de correlación, R^2
0,2	2,7133	0,0293	0,9975
12,7	68,47398	0,0356	0,9215
26,1	281,703	0,0753	0,9036
67,9	1628,528	0,07915	0,9158
140,1	5082,3857	0,06706	0,9260
280,9	13594,251	0,08779	0,9311
413,0	20911,221	0,02672	0,9083
616,7	27250,495	0,01914	0,8614

El modelo de Herschel-Bulkley es el que mejor se ajusta a los resultados experimentales de flujo a diferentes intensidades del campo magnético para los fluidos analizados en esta tesis doctoral. Por ello, en la realización de este trabajo se utiliza este modelo para modelar el comportamiento post-umbral de los fluidos MR.

ANEXO C

C. Métodos de caracterización de amortiguadores

C.1. Introducción

En esta tesis doctoral se han utilizado dos métodos de ensayo para la caracterización de los dos prototipos de amortiguadores MR. Por una parte, el método en el que se impone un movimiento armónico mediante un actuador hidráulico y un control en lazo cerrado. Por otro lado, en el que se aplica una excitación oscilatoria mediante un excitador electro-dinámico en lazo abierto. Los métodos denominados *Movimiento armónico impuesto* y *Movimiento no impuesto* se han aplicado en el rango de frecuencias de la mayor parte de las aplicaciones industriales donde se demanda un sistema de suspensión semi-activo (1 – 10 Hz) [Ayd2007] [Gil1992]. En este Anexo se presenta la puesta a punto y validación de los dos métodos de caracterización.

C.2. Movimiento armónico impuesto

El movimiento armónico, $x(t)$, se ha aplicado mediante el equipo Material Test System 810 (MTS) (Figura C.1.a). Dicho equipo consta de un actuador hidráulico controlado en lazo cerrado mediante un controlador de tipo PID. Dicho control permite obtener movimientos sinusoidales con diferentes amplitudes de desplazamiento a diferentes frecuencias de excitación.

Este equipo permite la adquisición directa de la fuerza de amortiguamiento y del desplazamiento, pero debido a que la célula de carga está preparada para fuerzas cíclicas de hasta 100 kN, presenta una baja resolución en el rango de fuerzas esperadas en la caracterización de los dos prototipos de amortiguadores MR analizados en esta tesis doctoral. Por ello, la adquisición de datos se ha realizado mediante un sistema de adquisición y análisis externo OROS OR254II (Figura C.1.b), junto con un transductor piezoeléctrico de fuerza 1051V5 (Dytran) y un acelerómetro piezoeléctrico uniaxial B&KType 4371 (Bruel&Kjaer). Las curvas de velocidad y desplazamiento se han obtenido mediante integración numérica a partir de la señal de aceleración obtenida con el acelerómetro B&KType 4371.

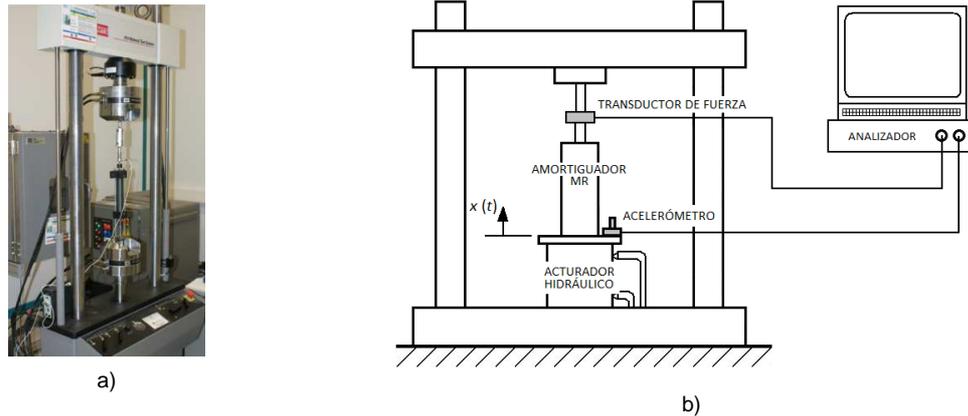


Figura C.1 *Movimiento armónico impuesto*; a) Foto; b) Esquema.

En la caracterización de amortiguadores lo habitual es obtener fuerzas de amortiguamiento que no superen los 1000 N y amplitudes de movimiento del orden de pocos milímetros [Dix1999]. El equipo Material Test System 810 está optimizado para trabajar con grandes fuerzas y poca amplitud de movimientos. Con el fin de asegurar la validez del equipo para la caracterización de los amortiguadores estudiados se han realizado diferentes ensayos que se describen a continuación.

El control del movimiento se realiza sobre la amplitud y la forma de la curva de desplazamiento del amortiguador, que está definida por la amplitud, X_0 , y la frecuencia, f .

$$x(t) = X_0 \cdot \sin(2 \cdot \pi \cdot f \cdot t)$$

Ec. C.1

El rango de frecuencias analizado va de 1 - 10 Hz y el rango de amplitudes de desplazamiento de 0,5 -3 mm. Con el fin de validar el procedimiento de caracterización se ha comparado el movimiento armónico impuesto con el movimiento real adquirido por el sistema de adquisición externo. Este análisis se ha realizado respecto a la amplitud y la forma de la curva de desplazamiento en tres condiciones de carga diferentes: en vacío; con el amortiguador de fricción seca FAGOR LC4A007A9 (Figura C.2.a) que presenta una carga nominal de tracción-compresión de 120 ± 20 N; y con el amortiguador hidráulico STAB-O-SHOC TA20 2424R de la marca Stabilus (Figura C.2.b) utilizado habitualmente para la atenuación de las vibraciones en los sistemas de dirección de vehículos ligeros o en equipamientos médicos. Este último amortiguador no está presurizado y presenta una fuerza de amortiguamiento nominal de 550 N a una velocidad de 104 mm/s.



a)



b)

Figura C.2 Amortiguadores utilizados en la validación del método de caracterización *Movimiento armónico impuesto*;
a) FAGOR LC4A007A9; b) STAB-O-SHOC TA20 2424R.

En primer lugar se han analizado las amplitudes de desplazamiento. En las tres condiciones de carga (vacío, amortiguador FAGOR LC4A007A9 y amortiguador STAB-O-SHOC TA20 2424R) y con tres de amplitudes de desplazamiento diferentes (0,5 mm; 1 mm y 3 mm), en la Figura C.3 se han comparado la consigna de la amplitud de desplazamiento impuesta con la amplitud de desplazamiento medida a diferentes frecuencias de excitación.

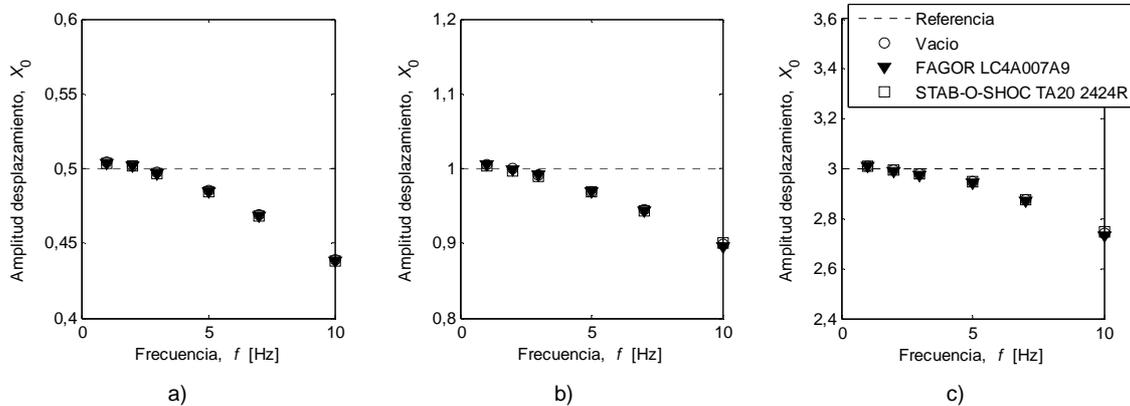


Figura C.3 Comparación entre la amplitud de referencia y la medida entre 1 y 10 Hz para tres amplitudes de referencia; a) $X_0=0,5$ mm; b) $X_0=1$ mm; a) $X_0=3$ mm.

Por un lado se aprecia que los resultados obtenidos no son dependientes de la condición de carga. Por otro lado, se aprecia que las amplitudes medidas, independientemente de su magnitud, se reducen según aumenta la frecuencia de excitación. Hecho que indica, como ya se ha dicho, que el equipo MTS 810 no está optimizado para la caracterización de amortiguadores.

En cuanto al análisis comparativo de la forma del desplazamiento para los casos de carga analizados, y en el rango de frecuencias y amplitudes de desplazamiento estudiados, se ha comprobado que la forma de la señal de desplazamiento es armónica. Por tanto, del análisis comparativo realizado se concluye que la máquina MTS 810 es capaz de aplicar señales sinusoidales.

C.3. Movimiento no impuesto

Mediante un excitador electrodinámico GW100 (Gearing&Watson) se ha aplicado al amortiguador un desplazamiento oscilatorio, $x(t)$, sin control del movimiento (Figura C.4.a). El excitador se alimenta con una señal eléctrica sinusoidal, cuya amplitud en voltios determina la amplitud de la excitación oscilatoria. Con este método de ensayo, como no se realiza un control del movimiento del amortiguador, se obtiene su respuesta no impuesta, y por ello las curvas cinemáticas y fuerza de amortiguamiento son variables de salida del ensayo.

La adquisición de los datos del ensayo se realiza mediante el sistema de adquisición y análisis OROS OR254II, el transductor piezoeléctrico de fuerza 1051V5 (Dytran) y el láser óptico OFV-505 LR100 (Polytec) (Figura C.4.b). La curva de desplazamiento se ha obtenido mediante la integración numérica de la señal de velocidad obtenida con el láser OFV-505 LR100.

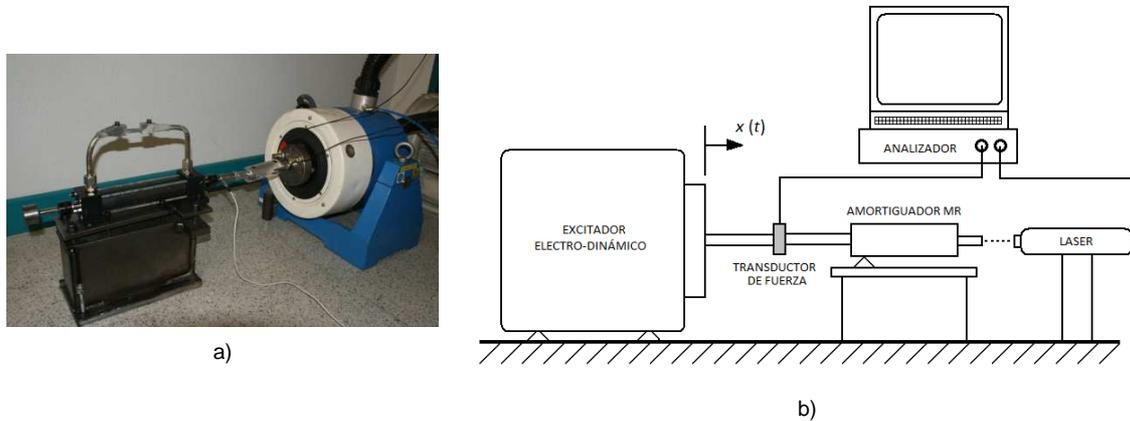


Figura C.4 Movimiento no impuesto; a) Foto; b) Esquema.

A continuación se presentan los resultados obtenidos de los diferentes ensayos realizados para la validación del método de caracterización de amortiguadores con movimiento no impuesto. Se han realizado dos tipos de ensayos. Los primeros tienen como objetivo analizar la dinámica del excitador electro-dinámico, y los segundos se han realizado sobre el amortiguador hidráulico comercial STAB-O-SHOC TA20 2424R (Figura C.2.b) con el fin de comparar este método de caracterización, *Movimiento no impuesto*, con el método *Movimiento armónico impuesto*.

Los resultados que se obtienen con este sistema son válidos si la frecuencia de resonancia del excitador no es próxima a las frecuencias de ensayo, hecho que garantiza que la dinámica del sistema analizado no se ve influenciado por el excitador [Lan1997].

Para obtener la frecuencia de resonancia del excitador electro-dinámico, se ha sacado al excitador de su posición de equilibrio, y mediante el láser óptico OFV-505 LR100 se han medido las oscilaciones libres realizadas por el conjunto flotante. Este ensayo se ha realizado en dos condiciones de carga: con el excitador en vacío sin ninguna carga añadida, y con una carga dinámica de 820,33 g correspondiente a las partes móviles del prototipo de amortiguador MR en modo válvula. En la Figura C.5 se muestran las oscilaciones libres del conjunto flotante del excitador electro-dinámico GW-100 en las dos condiciones de carga mencionadas. El periodo de la oscilación determina la frecuencia de resonancia. En vacío, el conjunto flotante presenta una frecuencia de resonancia de 28,47 Hz, mientras que con carga presenta una resonancia a 24,07 Hz. Se considera que la frecuencia de resonancia para ambas condiciones de carga está suficientemente alejada del rango de frecuencias de interés esta tesis doctoral (1 -10 Hz).

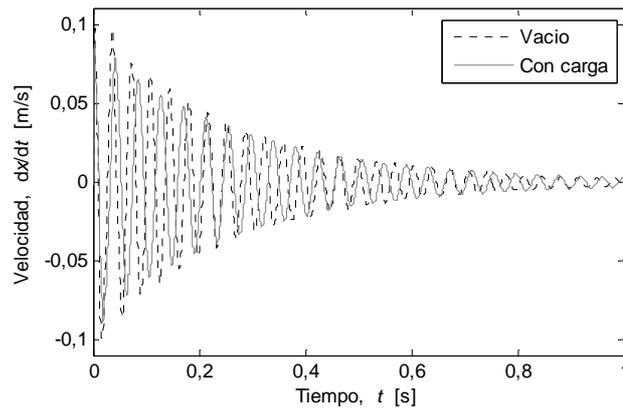


Figura C.5 Velocidad de las oscilaciones libres del conjunto flotante de excitador electro-dinámico GW-100 en dos condiciones de carga.

Conjuntamente con el análisis de las vibraciones libres del conjunto flotante del excitador se han realizado ensayos de movimiento forzado del mismo, en vacío y con carga móvil de 820,33 g, y con una señal de 0,2 V a 1 y 10 Hz. Los resultados de estos ensayos, en concreto la velocidad, se muestran en la Figura C.6. Como se puede observar esta señal de velocidad es sinusoidal y esta forma es independiente de la carga aplicada, por lo que se concluye que la dinámica del excitador no va a influir en el movimiento del amortiguador.

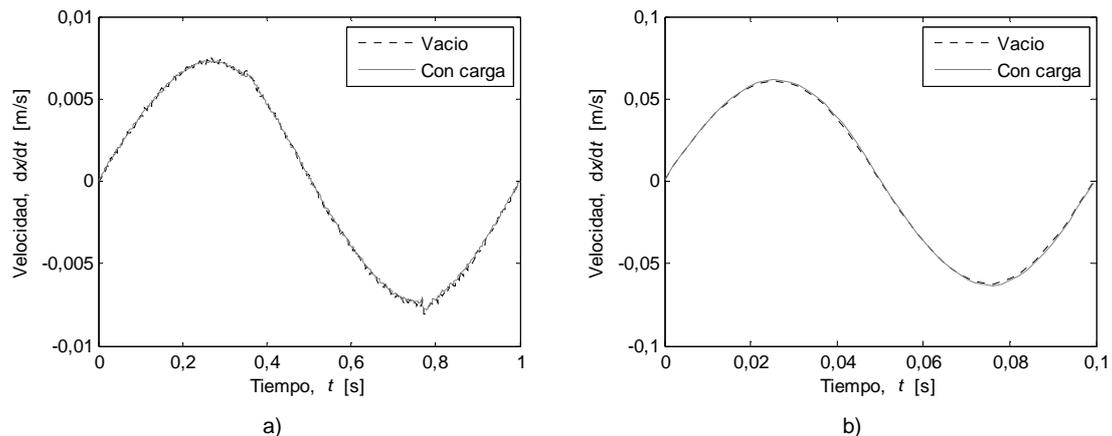


Figura C.6 Velocidad del excitador electro-dinámico con una entrada de 0,2 V en vacío y con carga; a) 1 Hz; b) 10 Hz.

Por último, se ha llevado a cabo la caracterización de un amortiguador hidráulico comercial Stabilus STAB-O-SHOC TA20 2424YR (Figura C.2.b) con los dos métodos de caracterización. En la Figura C.7, se muestra el desplazamiento, velocidad y fuerza de dicho amortiguador obtenidos con el método tradicional *Movimiento armónico impuesto* para una amplitud de desplazamiento de 0,726 mm a una frecuencia de 1 Hz.

Los máximos de fuerza del amortiguador STAB-O-SHOC TA20 2424YR se corresponden con los máximos de velocidad, y cuando la velocidad tiene un valor nulo, la fuerza de amortiguamiento es insignificante. Así, se observa que la curva de la fuerza de amortiguamiento se corresponde en gran

medida con la curva de velocidad. Este hecho indica un comportamiento viscoso lineal de la forma de $F = c \cdot \dot{x}$. Por otro lado, se aprecia que este amortiguador presenta un comportamiento diferenciado a compresión y extensión, con niveles de fuerza inferiores en la fase de compresión. Este comportamiento es habitual en sistemas de amortiguación en el sector de la automoción [Öhl2006]. Por último, en las dos transiciones entre las fases de compresión y extensión, la fuerza de amortiguamiento presenta una respuesta más suave, con resistencia inicial al movimiento nula. Este hecho se debe a la deformación que sufre el diafragma que absorbe las variaciones del volumen en el interior del amortiguador debidas al desplazamiento del pistón [Dix1999]. En resumen, se puede afirmar que el amortiguador STAB-O-SHOC TA20 2424YR presenta un comportamiento viscoso lineal con una inexistente resistencia inicial al movimiento.

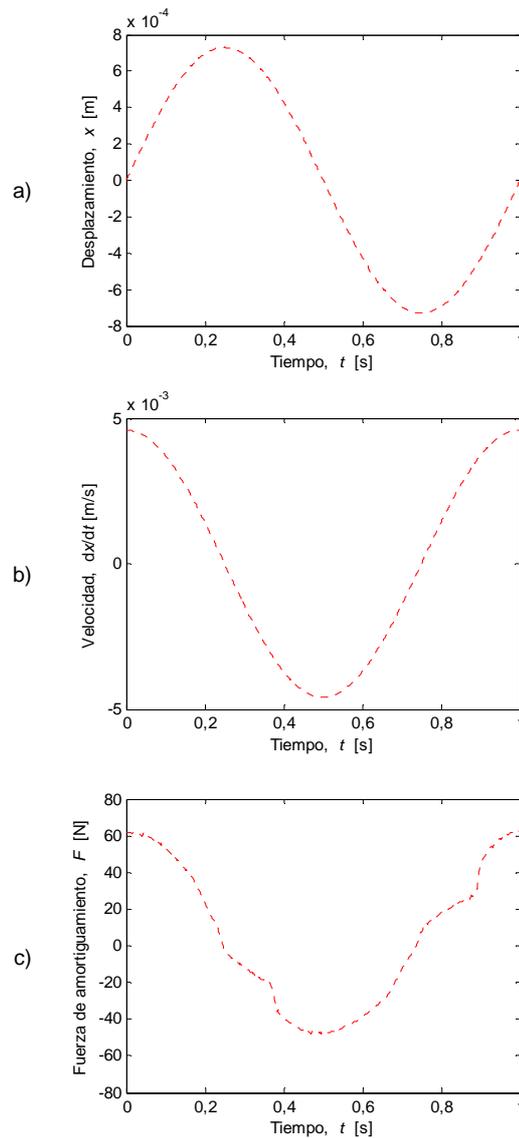


Figura C.7 Caracterización del amortiguador STAB-O-SHOC TA20 2424YR con un *Movimiento armónico impuesto* con una amplitud de desplazamiento de 0,726 mm a una frecuencia de 1 Hz; a) Desplazamiento-tiempo; b) Velocidad-tiempo; c) Fuerza -tiempo.

Este mismo amortiguador se ha caracterizado con el método de *Movimiento no impuesto* alimentando el excitador con una señal eléctrica con una amplitud de 0,2 V y una frecuencia de 1 Hz. Este ensayo ha presentado una amplitud máxima de desplazamiento muy similar a la mostrada en la Figura C.7. En la Figura C.8 se comparan los resultados obtenidos con ambos métodos de ensayo para el amortiguador STAB-O-SHOC TA20 2424YR a una frecuencia de 1 Hz.

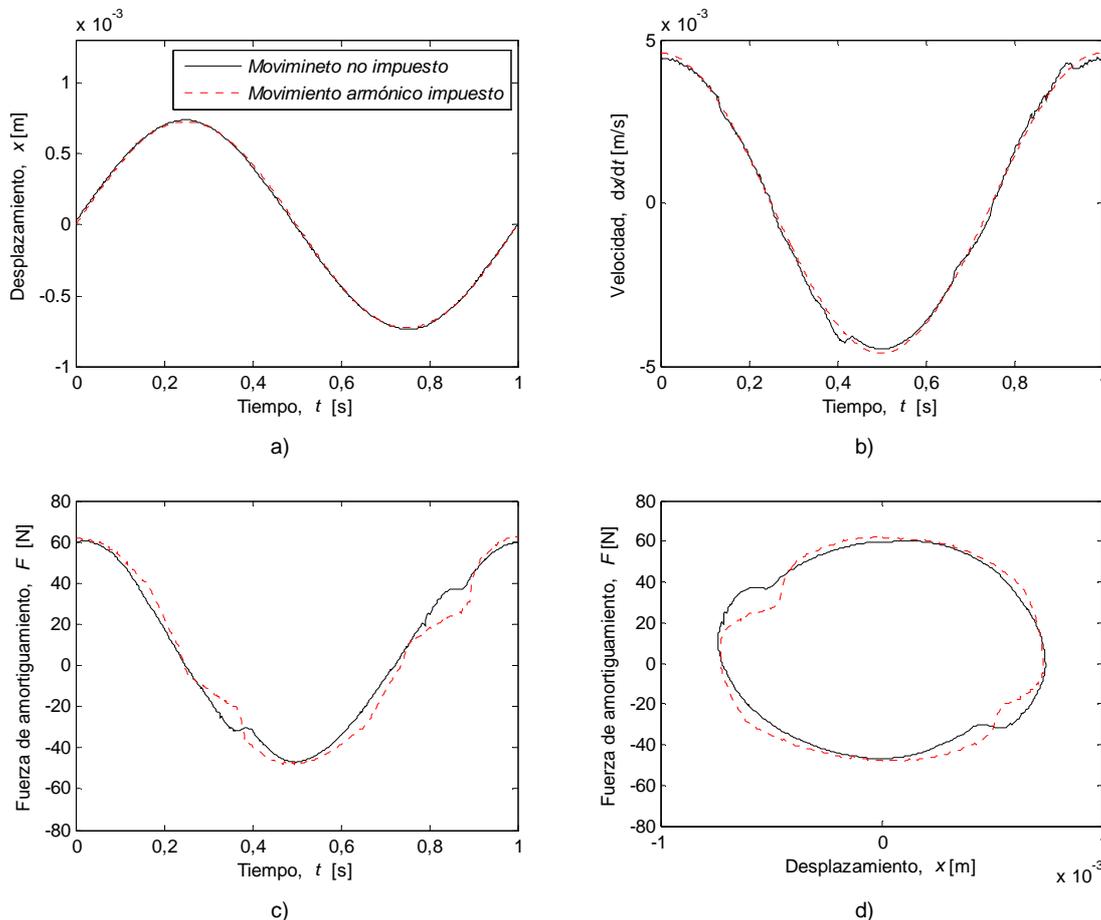


Figura C.8 Caracterización del amortiguador STAB-O-SHOC TA20 2424YR con *Movimiento no impuesto* ($V_0 = 0,2$ V) y con *Movimiento armónico impuesto* ($X_{max} = 0,726$ mm) a una frecuencia de 1 Hz; a) Desplazamiento-tiempo; b) Velocidad-tiempo; c) Fuerza -tiempo; d) Fuerza-desplazamiento.

Los resultados de la Figura C.8 muestran que las curvas de desplazamiento y velocidad obtenidas con los dos métodos de caracterización son similares tanto en forma como en amplitud. Esto hecho indica que, cuando se ensaya un amortiguador viscoso sin resistencia inicial al movimiento, el desplazamiento del amortiguador sin imposición del movimiento es similar a un movimiento armónico. La semejanza entre las curvas cinemáticas entre los dos métodos se traduce en una curva de fuerza de amortiguamiento análoga para ambos ensayos (Figura C.8.c).

En la Figura C.9 se muestra la energía disipada por ciclo para ensayos realizados con diferentes amplitudes de desplazamiento a una frecuencia de excitación de 1 Hz, con los dos métodos de

caracterización. La energía disipada con ambos métodos de ensayo es análoga. Este hecho indica que en la caracterización de un amortiguador viscoso sin resistencia inicial al movimiento con ambos métodos se obtienen resultados similares. Los resultados de los ensayos descritos validan la utilización del método *Movimiento no impuesto* para la caracterización de amortiguadores.

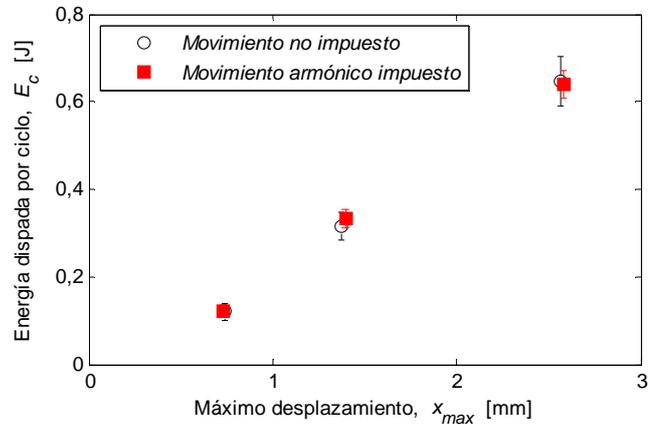


Figura C.9 Energía disipada por ciclo en función del máximo desplazamiento del amortiguador STAB-O-SHOC TA20 2424YR a 1 Hz con los métodos de ensayos propuestos.

Del trabajo descrito en este Anexo se han obtenido las siguientes conclusiones:

- Mediante el equipo Material Test System 810 (MTS) y con un control en lazo cerrado se ha obtenido un *Movimiento armónico impuesto* adecuado para la caracterización de amortiguadores.
- Utilizando el excitador electrodinámico GW100 de Gearing&Watson con un control en lazo abierto, se ha obtenido un *Movimiento no impuesto*. Este método es válido para la caracterización de amortiguadores.

ANEXO D

D. Caracterización de la fricción

D.1. Introducción

En este Anexo se caracteriza y modela la fuerza de fricción que ejercen las juntas hidráulicas de los dos prototipos de amortiguadores. Para la caracterización se ha impuesto al amortiguador un movimiento sinusoidal mediante el método de caracterización *Movimiento armónico impuesto*. Esta caracterización se ha realizado sin fluido en el interior del amortiguador pero con las juntas lubricadas con un aceite mineral. Para el modelado se ha utilizado el modelo de fricción de dos grados de libertad desarrollado por Zubieta et al. [Zub2009c].

D.2. Modelo de fricción

Para la modelar la fuerza de fricción de los dos amortiguadores se ha utilizado un modelo de fricción desarrollado por Zubieta *et al.* [Zub2009c]. Este modelo (Figura D.1) consta de dos grados de libertad que representan la fuerza de fricción en el régimen estático, x_r , y en el régimen dinámico, x , respectivamente. En el régimen estático la fuerza de fricción está determinada por una rigidez K_r , y en el régimen dinámico la fricción está determinada por un elemento de Coulomb. Además, el modelo consta de un elemento viscoso en paralelo, c , para tener en cuenta la lubricación de las juntas.

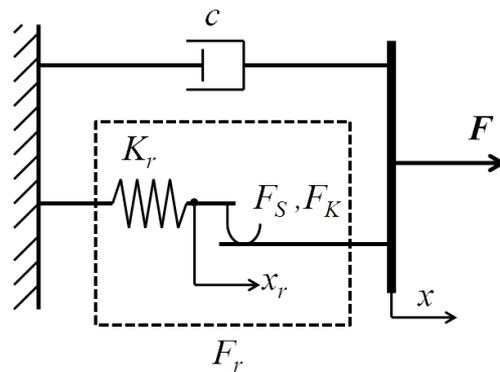


Figura D.1 Modelo de fricción desarrollado por Zubieta *et al.* [Zubieta2009].

La fuerza de fricción total, F_f , se obtienen mediante la suma de la fuerza viscosa debida al elemento viscoso, F_c , y la fuerza debida a la fricción F_r .

$$F_f = F_c + F_r$$

Ec. D.1

La fuerza viscosa F_c es dependiente de la velocidad del amortiguador según la siguiente ecuación.

$$F_c = c \cdot \dot{x} \quad \text{Ec. D.2}$$

La fuerza debida a la fricción en el régimen estático (Figura D.2.a) depende de la constante de rigidez K_r y del grado de libertad x_r según la siguiente ecuación.

$$F_r = K_r \cdot x_r \quad \text{Ec. D.3}$$

El valor de K_r se calcula para cada intervalo del régimen estático de forma que sirva de enlace entre la fuerza final del régimen dinámico del intervalo anterior y la fuerza inicial del intervalo posterior. La fuerza debida a la fricción en el régimen dinámico no es constante, y depende del tiempo según la siguiente ecuación (Figura D.2.b).

$$F_r = F_k + (F_s - F_k) \cdot e^{-\frac{t-t_0}{\delta}} \quad \text{Ec. D.4}$$

siendo F_k el coeficiente de fricción dinámico, F_s el coeficiente de fricción estático, δ una constante de tiempo y t_0 el instante inicial del régimen dinámico

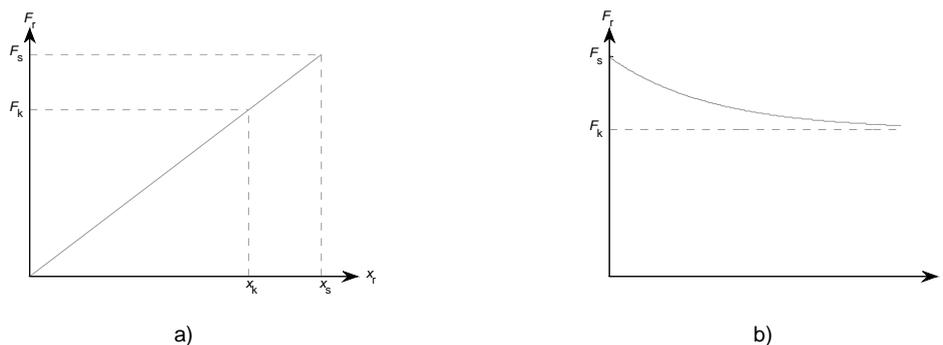


Figura D.2 Fuerza de fricción; a) Régimen estático; b) Régimen dinámico.

D.3. Caracterización y modelado de la fricción

La caracterización experimental se ha realizado con el método *Movimiento armónico impuesto* con un desplazamiento máximo de 3,01 mm y a diferentes frecuencia de excitación.

D.3.1. Amortiguador en modo válvula

El prototipo de amortiguado en modo válvula consta de tres zonas con juntas hidráulicas. Por una parte, en los dos extremos del cuerpo principal del amortiguador se localizan una guía Turcite Sliding-wear ring GR6500100-T51 (Trelleborg) y una junta Turcon Variseal M2 RVA100100

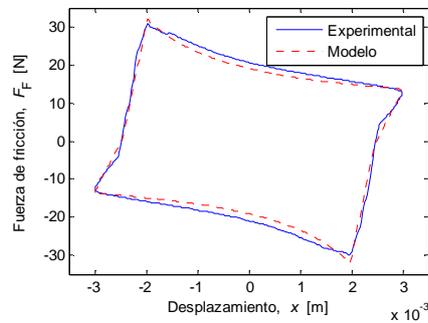
(Trelleborg). Por otra parte, entre el émbolo y el cuerpo del amortiguador se han localizan una guía Turcite Sliding-wear ring GP6500250-T51 (Trelleborg) y dos juntas Turcon Variseal M2 PVA100250 (Trelleborg) (Figura 4.4).

En la Figura D.3 se muestran la fuerza de fricción experimental y la obtenida con el modelo de dos grados de libertad. En primer lugar se han determinado los parámetros del modelo para el ensayo a 1 Hz ($F_{S(1\text{ Hz})} = 32\text{ N}$; $F_{K(1\text{ Hz})} = 13\text{ N}$; $\delta = 0,1\text{ s}$ y $c = 2\text{ N} \cdot \text{s/m}$). Para determinar la fuerza de fricción a otras frecuencias de excitación, se ha determinado la evolución del coeficiente de fricción dinámico (F_K) y del coeficiente de fricción estático (F_S) de acuerdo a la frecuencia de excitación f según las ecuaciones:

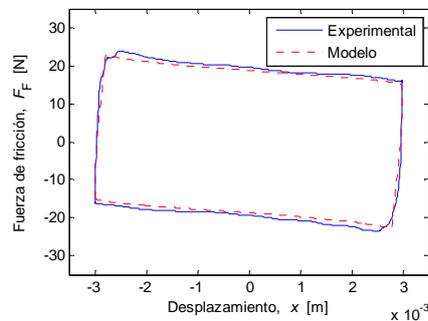
$$F_S = F_{S(1\text{ Hz})} \cdot f^{-0,17} \quad \text{Ec. D.5}$$

$$F_K = F_{K(1\text{ Hz})} \cdot f^{-0,21} \quad \text{Ec. D.6}$$

1 Hz



5 Hz



10 Hz

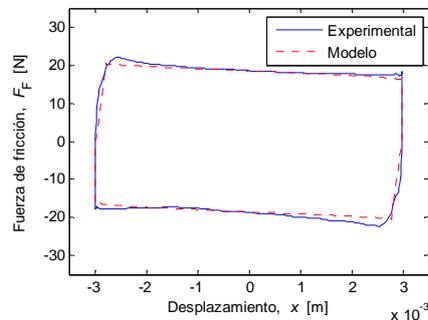


Figura D.3. Fuerza de fricción del amortiguador en modo válvula a diferentes frecuencias de excitación: experimental y según el modelo.

D.3.2. Amortiguador en modo mixto

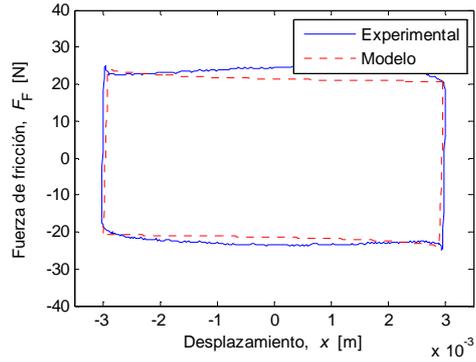
El amortiguador en modo mixto consta de juntas hidráulicas en los extremos del cuerpo principal del amortiguador. Estas juntas hidráulicas están compuestas por una guía Turcite Slyding-wear ring GR6500100-T51 (Trelleborg) y una junta Turcon Variseal M2 RVA100100 (Trelleborg).

En la Figura D.4 se muestran la fuerza de fricción experimental y la obtenida con el modelo. Los parámetros del modelo se han determinado el ensayo a 1 Hz ($F_{S(1\text{ Hz})} = 24\text{ N}$; $F_{K(1\text{ Hz})} = 20,5\text{ N}$; $\delta = 0,18\text{ s}$ y $c = 15\text{ N}\cdot\text{s/m}$). La fuerza de fricción a otras frecuencias de excitación, de forma análoga al prototipo en modo válvula, viene dada por:

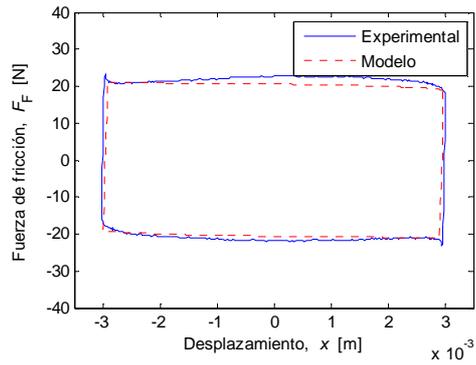
$$F_S = F_{S(1\text{ Hz})} \cdot f^{-0,08} \quad \text{Ec. D.7}$$

$$F_K = F_{K(1\text{ Hz})} \cdot f^{-0,21} \quad \text{Ec. D.8}$$

1 Hz



5 Hz



10 Hz

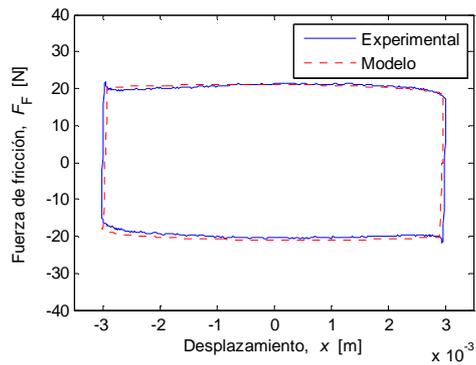


Figura D.4. Fuerza de fricción del amortiguador en modo mixto a diferentes frecuencias de excitación: experimental y según el modelo.

Los resultados muestran que el modelo de fricción de dos grados de libertad desarrollado por Zubieta *et al.* [Zub2009c] predice satisfactoriamente la fuerza de fricción experimental.

Referencias bibliográficas

[Ahm2007] Ahmadian M, Norris JA 2007 Experimental analysis of magnetorheological dampers when subjected to impact and shock loading *Communications in Nonlinear Science and Numerical Simulation* **13** 1978-1985.

[Ale2005] Alexander D 2005 Handling the ride *AEI Online*.

[AIS2011] Al Sayed B, Chatelet E, Baguet S, Jacquet-Richardet G 2011 Dissipated energy and boundary condition effects associated to dry friction on the dynamics of vibrating structures *Mechanism and Machine Theory* **46** 479–491.

[Ayd2007] Aydar G, Evrensel CA, Gordaninejad F, Fuchs A 2007 A Low Force Magneto-rheological (MR) Fluid Damper: Design, Fabrication and Characterization *Journal of Intelligent Material Systems and Structures* **18** 1155-1160.

[Ban2003] Bangsing N, Sularso B, Komang N, Yul Y 2003 An experimental investigation into the design of a robust semi-active suspension for a quarter-car model *International Conference on Control and Automation* 971-975.

[Bar1999] Barnes HA 1999 The yield stress—a review or ‘panta roi’—everything flows? *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics* **81** 133-178.

[Bar2003] Barthelmesa G, Pratsinisa SE, Buggischb H 2003 Particle size distributions and viscosity of suspensions undergoing shear-induced coagulation and fragmentation *Chemical Engineering Science* **58** 2893-2902.

[Bel2008] Bell RC, Karli JO, Vavreck AN, Zimmerman DT, Ngatu GT, Wereley NM 2008 Magnetorheology of submicron diameter iron microwires dispersed in silicone oil *Smart Materials and Structures* **17** 015028.

- [Ber2012] Berasategui J, Garmendia I, Elejabarrieta MJ, Bou-Ali MM 2012 Fluido magnetikoen portaera magneto-erreologiko eta bisko-elastikoa *Materialen Zientzia eta Teknologiaren I. Kongresua* (ISBN: 84-615-8302-7) 136-141.
- [Bom2007] Bombard AJF, Knobel M, Alcantara MR 2007 Phosphate coating on the surface of carbonyl iron powder and its effect in magnetorheological suspensions *International Journal of Modern Physics B* **21** 4858-4867.
- [Bos2002] Bossis G, Laci S, Meunier A, Volkova O 2002 Magnetorheological fluids *Journal of Magnetism and Magnetic Materials* **252** 224-228.
- [Bos2010] Boston C, Weber F, Guzzella 2010 Modeling of a disc-type magnetorheological damper *Smart Materials and Structures* **19** 045005.
- [Caf1995] Cafferty S, Worden K, Tomlinson G 1995 Characterization of Automotive Shock Absorbers Using Random Excitation *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part D: Journal of Automobile Engineering* **209** 239-248.
- [Cam1990] Cameron TM, Griffin JH, Kielb RE, Hoosac TM 1990 Integrated approach for friction damper design *Journal of vibration, acoustics, stress, and reliability in design* **112** 175-182.
- [Car1994a] Carlson JD, Margida AJ, Nixon DA, Weiss KD 1994 Thixotropic magnetorheological materials *US patent EP0667029 B1*.
- [Car1994b] Carlson JD, Weiss KD 1994 A growing attraction to magnetic fluids *Machine Design* **66** 61.
- [Car1994c] Carvalho MS, Padmanabhan M, Macosko CW 1994 Single point correction for parallel disks rheometry *Journal of Rheology* **38** 1925-1936.
- [Car1995] Carlson JD, Catanzarite DM, St. Clair KA 1995 Commercial magneto-rheological fluid devices *International Journal of Modern Physics B* **10** 2857-2865.
- [Car2000a] Carlson JD, Jolly MR 2000 MR fluid, foam and elastomer devices *Mechatronics* **10** 555-569.
- [Car2000b] Carlson JD 2000 Washing machine having a controllable field responsive damper *US Patent US6151930A*.

[Cha2002] Charles SW 2002 *Ferrofluids: The preparation of Magnetic Fluids* Springer, Odenbach E (Germany).

[Cho2007] Choi HJ, Park BJ, Cho MS, You JL 2007 Core-shell structured poly(methyl methacrylate) coated carbonyl iron particles and their magnetorheological characteristics *Journal of Magnetism and Magnetic Materials* **310** 2835-2837.

[Dan2000] Dang A, Ooi L, Fales J, Stroeve P 2000 Fluid Stress Measurements of Magnetorheological Fluids in Tubes *Industrial and Engineering Chemistry Research* **39** 2269–2274.

[DIN1976] Deutsches Institut für Normung 1976 Measurement of dynamic viscosity of newtonian fluids *DIN 53018-1*.

[Dix1999] Dixon JC 1999 *The Shock Absorber Handbook* SAE ISBN 0-7680-0050-5.

[Dur2008a] Durán JDG, González Caballero F, Delgado AV, Iglesias GR, López-López MT, Fernández Ruiz-Morón L, Insa Moneo J, Romero Palazón E 2008 Fluido Magnetorreológico *Patente española* P200801895.

[Dur2008b] Durán JD, Arias JL, Gallardo V, Delgado AV 2008 Magnetic colloids as drug vehicles *Journal of Pharmaceutical Sciences* **97** 2948-2983.

[Dyk1996] Dyke SJ, Spencer BF, Sain MK, Carlson JD 1996 Modeling and control of magnetorheological dampers for seismic response reduction *Smart Materials and Structures* **5** 565-575.

[Edg1984] Edgeworth R, Dalton BJ, Parnell T 1984 The pitch drop experiment *European Journal of Physics* **5** 198-200.

[Eng2004] Engin T, Dogruer U, Evrensel C, Heavin S, Gordaninejad F 2004 Effect of Wall Roughness on Laminar Flow of Bingham Plastic Fluids through Microtubes *Journal of Fluids Engineering, Transactions of the ASME* **126** 880-883.

[Fan2010] Fang FF, Choi HJ, Seo Y 2010 Sequential coating of magnetic carbonyliron particles with polystyrene and multiwalled carbon nanotubes and its effect on their magnetorheology *ACS Applied Materials and Interfaces* **2** 54-60.

[Foi1997] Foister RT1997 Magnetorheological Fluids *US Patent* 5667715.

- [Gab2011] Gabriel C, Oetter G, Kieburg C, Laun M 2011 Durability testing on magnetorheological fluids for clutch and brake applications *Electro-Rheological Fluids and Magneto-Rheological Suspensions - Proceedings of the 12th International Conference* 605-611.
- [Gan2005] Gandhi F, Bullough WA 2005 On the Phenomenological Modeling of Electrorheological and Magnetorheological Fluid Preyield Behaviour. *Journal of Intelligent Material Systems and Structures* **16** 237-248.
- [Gen2002] Genc S, Phule PP 2002 Rheological properties of magnetorheological fluids *Smart Materials and Structures* **11** 140-146.
- [Gil1992] Gillespie TD 1992 Fundamentals of vehicle dynamics *Society of Automotive Engineers* ISBN 978-1560911999.
- [Gin1994] Ginder JM, Davis LC 1994 Shear stresses in magnetorheological fluids: Role of magnetic saturation *Applied Physics Letters* **65** 3410-3412.
- [Gom2011] Gómez-Ramírez AM 2011 Influencia de la naturaleza del líquido portador y de la forma de las partículas magnéticas sobre las propiedades de suspensiones magnetorreológicas *Tesis Doctoral Universidad de Granada*.
- [Gon2006] Goncalves FD, Koo JH, Ahmadian M 2006 A review of the state of the art in magnetorheological fluid technologies - Part I: MR fluid and MR fluid models *Shock and Vibration Digest* **38** 203–220.
- [Gud2010] Gudmundsson KH, Jonsdottir F, Thorsteinsson F 2010 A geometrical optimization of a magneto-rheological rotary brake in a prosthetic knee *Smart Materials and Structures* **19** 035023.
- [Gug2004] Guglielmin E, Edge KA 2004 A controlled friction damper for vehicle applications *Control Engineering Practice* **12** 431–443.
- [Hit2006] Hitchcock GH, Wang X, Gordaninejad F 2006 A New Bypass Magnetorheological Fluid Damper *Journal of Vibration and Acoustics* **129** 641-647.
- [Hon2008a] Hong SR, Wereley NM, Choi YT, Choi SB 2008 Analytical and experimental validation of a nondimensional Bingham model for mixed-mode magnetorheological dampers *Journal of Sound and Vibration* **312** 399–417.

- [Hon2008b] Hong SR, Shaju J, Wereley NM, Choi YT, Choi SB 2008 A Unifying Perspective on the Quasi-steady Analysis of Magnetorheological Dampers *Journal of Intelligent Material Systems and Structures* **19** 959-976.
- [Hon2013] Hong CH, Liu YD, HJ Choi 2013 Carbonyl iron suspension with halloysite additive and its magnetorheology *Applied Clay Science* **80–81** 366-37.
- [Iij1993] Iijima T, Akatsu Y, Takahashi K, Murakami H 1993 Development of a Hydraulic Active Suspension *SAE Technical Paper* 931971.
- [Jam1985] Jamaledine A 1985 Sweep technique to measure the relative performance of dampers *Experimental Mechanics December* **25** 354-359.
- [Kam1997] Kamath GM, Wereley NM 1997 A nonlinear viscoelastic-plastic model for electrorheological fluids *Smart Materials and Structures* **6** 351-359.
- [Kim2008] Kim JH, Fang FF, Choi HJ, Seo Y 2008 Magnetic composites of conducting polyaniline/nano-sized magnetite and their magnetorheology *Materials Letters* **62** 2897-2899.
- [Kow2002] Kowalski D, Rao MD, Blough J, Gruenberg S 2002 Dynamic testing of shock absorbers under non-sinusoidal conditions *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part D: Journal of Automobile Engineering* **216** 373-384.
- [Kur1999] Kurata N, Kobori T, Takahashi M, Niwa N, Midorikawa H 1999 Actual seismic response controlled building with semi-active damper system *Earthquake Engineering and Structural Dynamics* **28** 1427-1447.
- [Kuz2009] Kuzhir P, López-López MT, Bossis G 2009 Magnetorheology of fiber suspensions. II. Theory *Journal of Rheology* **53** 127-151.
- [Lae2005] Laeuger J, Wollny K, Stettin H, Huck S 2005 A new device for the full rheological characterization of magneto-rheological fluids *International Journal of Modern Physics B* **19** 1353-1359.
- [Lam2001] Lam AH, Liao WH 2003 Semi-active Control of Automotive Suspension Systems with Magnetorheological Dampers *Proceedings of SPIE - The International Society for Optical Engineering* **4327** 125-136.
- [Lan1997] Lang GF 1997 Electrodynamics Shaker Fundamentals *S V Sound and Vibration* **31** 14-23.

- [Lau2008] Laun HM, Schmidt G, Gabriel C, Kieburg C 2008 Reliable plate–plate MRF magnetorheometry based on validated radial magnetic flux density profile simulations *Rheologica Acta* **47** 1049-1059.
- [Lau2010] Laun HM, Gabriel C, Kieburg CH 2010 Magnetorheological fluid (MRF) in oscillatory shear and parameterization with regard to MR device properties *Journal of Intelligent Material Systems and Structures* **21** 1479-1489.
- [Li1999] Li WH, Chen G, Yeo SH 1999 Viscoelastic properties of MR fluids *Smart Materials and Structures* **8** 460-468.
- [Li2002] Li WH, Du H, Chen G, Yeo SH 2002 Experimental investigation of creep and recovery behaviors of magnetorheological fluids *Materials Science and Engineering A* **333** 368-376.
- [Lia2003] Liao WH, and Wang DH 2003 Semi-Active Vibration Control of Train Suspension Systems via Magnetorheological Dampers *Journal of Intelligent Material Systems and Structures* **14** 161-172.
- [Lin2000] Lindler JE, Dimock GA, Wereley NM 2000 Design of a magnetorheological automotive shock absorber *Proceedings of SPIE - The International Society for Optical Engineering* **3985** 426-437.
- [Lop2006] López-López MT, González-Caballero F, Durán JDG 2006 Sedimentation and redispersion phenomena in iron-based magnetorheological fluids *Journal of Rheology* **50** 543-560.
- [Lor2004] Lord Corporation 2004 Magnetorheological (MR) Fluid for Automotive Damping Systems, *IIR Suspension and Damping Conference*.
- [Luo2007] Luo X, Liu S 2007 Preparation and chemical stability of iron-nitride-coated iron microparticles *Journal of Magnetism and Magnetic Materials* **308** L1-L4.
- [Mez2002] Mezger TG 2002 The rheology handbook *Vincentz Network* (Germany).
- [Nie1965] Nielsen N 1965 Die Gammafunktion: Theorie des Integrallogarithmus und Verwandter Transzendenten *Chelsea Pub Co. (USA)*.
- [Pap1965] Papell SS 1965 Low viscosity magnetic fluid obtained by the colloidal suspension of magnetic particles *US Patent* 3.215.572.

- [Par2010] Park BJ, Fang FF, Choi HJ 2010 Magnetorheology: materials and application *Soft Matter* **6** 5246-5253.
- [Pas2003] Passarini C, Nakajima PR 2003 Development of a High-Speed Solenoid Valve: An Investigation of the Importance of the Armature Mass on the Dynamic Response *Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering* **25** 329-335.
- [Phu1999] Phule PP 1999 Magnetorheological fluid *US patent* 5985168 A.
- [Poy2001] Poynor JC 2001 Innovative Designs for Magneto-Rheological Dampers *Tesis Doctoral Virginia Polytechnic Institute and State University*.
- [Rod2011] Rodríguez-Arco L, López-López MT, González-Caballero F, Durán JDG 2011 Steric repulsion as a way to achieve the required stability for the preparation of ionic liquid-based ferrofluids *Journal of Colloid and Interface Science* **357** 252-254.
- [Sch2004] Schramm G 2004 A practical approach to rheology and rheometry *Thermo Electron GmbH* (Germany).
- [Sha2006] Shaw MT, Liu ZZ 2006 Single-point Determination of Nonlinear Rheological Data from parallel plate torsional flow *Applied Rheology* **16** 70-79.
- [Sny2001] Snyder RA, Kamath GM, Wereley NM 2001 Characterization and analysis of magneto-rheological damper behavior due to sinusoidal loading *AIAA Journal* **39** 1240-1253.
- [Sos1984] Soskey PR, Winter HH 1984 Large step shear strain experiments with parallel disk rotational rheometers *Journal of Rheology* **28** 625-645.
- [Sun2012] Sun W, Zhao Y, Li J, Zhang L, Gao H 2012 Active suspension control with frequency band constraints and actuator input delay *IEEE Transactions on Industrial Electronics* **59** 530-537.
- [Sus2010] Susan-Resiga D, Bica D, Vékás L 2010 Flow behaviour of extremely bidisperse magnetizable fluids *Journal of Magnetism and Magnetic Materials* **322** 3166-3172.
- [Sym1999] Symans M, Constantinou M 1999 Semi-Active Control Systems for Seismic Protection of Structures: A State-of-the-Art Review *Engineering Structures* **21** 469-487.
- [Tan1996] Tang X, Conrad H 1996 Quasistatic measurements on a magnetorheological fluid *Journal of Rheology* **40** 1167-1178.

- [Tit2010] Titurus B, Du Bois J, Lieven N, Hansford R 2010 A method for the identification of hydraulic damper characteristics from steady velocity inputs *Mechanical Systems and Signal Processing* **24** 2868-2887.
- [Thu2003] Thurm S, Odenbach S 2003 Particle Size Distribution as Key Parameter for the Flow Behavior of Ferrofluids *Physics of Fluids* **15** 1658-1664.
- [Wag2007] Wagner S 2007 Magnetic force *Engineer* **293** 31.
- [Wan2006] Wang X, Gordaninejad F 2006 Study of MR fluids at high shear rates *Rheologica Acta* **45** 899-908.
- [Wan2011] Wang DH, Liao WH 2011 Magnetorheological fluid dampers: a review of parametric modelling *Smart Materials and Structures* **20** 023001.
- [Web2009] Weber F, Distl H, Feltrin G, Motavalli M 2009 Cycle energy control of magnetorheology dampers on cables *Smart Materials and Structures* **18** 015005.
- [Wer2004] Wereley NM, Lindler J, Rosenfeld N, Choi YT 2004 Biviscous damping behavior in electrorheological shock absorbers *Smart materials and structures* **13** 743.
- [Whe1995] Whelan, AE 1995 Characterizing Shock Absorbers for Ground Vehicle Simulation; *Journal of Testing and Evaluation* **23** 307-310.
- [Yi1999] Yi F, Dyke SJ, Caicedo JM, Carlson JD 1999 Seismic response control using smart dampers *American Control Conference* **2** 1022 - 1026.
- [Yi2001] Yi F, Dyke SJ, Caicedo JM, Carlson JD 2001 Experimental verification of multi input seismic control strategies for smart dampers *Journal of Engineering Mechanics* **127** 1152-1164.
- [Zhu2012] Zhu X, Jing X, Cheng L 2012 Magnetorheological fluid dampers: A review on structure design and analysis *Journal of Intelligent Material Systems* **8** 839-873.
- [Zub2008] Zubieta M, Elejabarrieta MJ, Bou-Ali MM 2008 Model of the behaviour of magnetorheological fluids to analyse the preyield *Magnetohydrodynamics* **44** 379-386.
- [Zub2009a] Zubieta M, Elejabarrieta MJ, Bou-Ali MM 2009 A numerical method for determining the shear stress of MR fluids using the parallel-plate *Rheologica Acta* **48** 89-95.

[Zub2009b] Zubieta M 2009 Análisis magnetohidrodinámico de un amortiguador magnetoreológico: caracterización experimental y modelo físico *Tesis doctoral Mondragon Unibertsitatea*.

[Zub2009c] Zubieta M, Elejabarrieta MJ, Bou-Ali MM 2009 Characterization and modeling of the static and dynamic friction in a damper *Mechanism and Machine Theory* **44** 1560–1569.