Research Paper

Journal of Aerospace System Engineering
Vol.15, No.1, pp.7-18 (2021)

EISSN 2508-7150
http://dx.doi.org/10.20910/JASE.2021.15.1.7

불완전 발달 유체 유동을 고려한 MR댐퍼 착륙장치 모델링

이효상[1] · 장대성[2] · 황재혁[3,†]

[1]한국항공대학교 항공우주 및 기계공학과
[2]한국항공대학교 항공우주 및 기계공학부
[3,†]한국항공대학교 항공우주 및 기계공학부

Modeling of MR Damper Landing Gear Considering Incompletely Developed Fluid Flow

Hyo-Sang Lee[1], Dae-Sung Jang[2] and Jai-Hyuk Hwang[3,†]

[1]Dept. of Aerosapce of Mechanical Engineering, Graduate at KAU
[2]Dept. of Aerosapce of Mechanical Engineering, Korea Aerospace University
[3,†]Dept. of Aerosapce of Mechanical Engineering, Korea Aerospace University

Abstract

A semi-active MR damper landing gear is a damper that generates a fluid damping force and a magnetic field control damping force when the MR fluid passes through annular flow paths. In the case of MR fluid passing through annular flow paths, an incompletely developed flow inevitably occurs, causing an error in calculating damper inner forces including the fluid damping force. This error results in an inaccurate design of damper structural parameters and control gain selection, resulting in deterioration of dynamic characteristics and shock absorption performance of the landing gear. In this paper, we derived a mathematical model of an MR damper landing gear considering additional damping force generated in the entrance region of annular flow paths of the MR damper. If the mathematical modeling derived from this paper is applied to the design and optimization process of an MR damper landing gear, excellent performance of the MR damper landing gear is expected.

초 록

반능동형 MR댐퍼 착륙장치는 MR유체가 환형 유로를 지날 때 유체감쇠력 및 자장 제어 감쇠력을 발생시키는 댐퍼이다. 환형 유로를 지나는 MR 유체의 경우 필연적으로 불완전 발달 유동이 발생하게 되어, 이는 유체 감쇠력을 포함하는 댐퍼 내력 계산에 오차를 발생시키는 원인이 된다. 이로 인해 댐퍼 구조적 파라미터 설계 및 제어 이득 선정이 부정확해지며, 착륙장치의 동특성 및 충격흡수성능 저하를 초래하게 된다. 본 논문에서는 MR댐퍼 환형 유로의 입구영역에서 발생하는 추가적인 감쇠력을 고려한 MR댐퍼 착륙장치의 수학적 모델을 유도하였다. 본 논문에서 유도한 수학적 모델링을 MR댐퍼 착륙장치의 설계 및 최적화 과정에 적용한다면 좀 더 정확한 내력 예측으로 우수한 성능의 MR댐퍼 착륙장치를 설계할 수 있을 것으로 판단된다.

Key Words : Semi-Active Control(반능동 제어), MR Damper(MR 댐퍼), Oleo-Punuematic Damper(유공압 댐퍼), Undeveloped Flow(불완전 발달유동), Skyhook Control(스카이훅 컨트롤)

1. 서 론

항공기 착륙장치는 항공기 착륙시 발생하는 충격을 흡수하여 기체 및 탑승객에게 전달되는 하중과 진동을 최소화 하는 장치이다. 현재 일반적으로 사용되는 착륙장치는 유공압 댐퍼가 적용된 수동형 착륙장치이다. 유공압 댐퍼 착륙장치는 착륙시 발생하는 에너지를 저장하기 위한 강성계와 에너지를 소산하기 위한 감쇠계

Received: Jul. 06, 2020 Revised: Oct. 19, 2020 Accepted: Nov. 06, 2020
† Corresponding Author
Tel: +82-2-300-0109, E-mail: jhhwang@kau.ac.kr
Ⓒ The Society for Aerospace System Engineering

로 구성된다. 가장 널리 채택되고 있는 수동형 유공압 착륙장치의 구조는 오리피스형 유공압 댐퍼가 적용된 착륙장치로 감쇠계는 오리피스 형태의 유로 구조이다[1]. 그러나 수동형 착륙장치이기 때문에 설계 시 고려한 특정조건에서만 최상의 충격흡수효율을 가질 수 있어 착륙환경에 따라 성능이 제한적으로 발휘된다. 이를 보완하기 위해, 현재 반능동형 MR댐퍼가 적용된 반능동형 착륙장치 연구가 관심을 받고 있다[2-6].

본 논문에서 다루는 MR댐퍼 착륙장치는 감쇠계가 환형 관유로 구조로 이루어져 있어 유체가 유로를 흐르면서 감쇠력이 발생하는 댐퍼이다. 또한 반능동형 댐퍼로서 MR유체가 유로를 지날 때 자장 제어를 통해 원하는 만큼의 감쇠력을 얻을 수 있는 착륙장치이다[7]. MR댐퍼와 같은 유로 감쇠형 유공압 댐퍼의 경우 유체가 유로를 지나면서 감쇠력을 발생시키는데, 유로를 흐르는 유체의 운동은 유로의 입구영역에서 불완전 발달 유동이 필연적으로 발생하게 된다[8].

그러나 지금까지 유로 감쇠형 댐퍼가 적용된 MR댐퍼 착륙장치의 수학적 모델은 불완전 발달 유동을 고려하지 않은 완전 발달 유동 모델이 사용되어왔다[9-13]. 불완전 발달 유동을 고려하지 않는 모델의 경우, 수식 모델에서 실제보다 적은 감쇠력을 계산하게 된다. 적게 계산된 감쇠력은 내력계산에 오차를 일으켜 목표하는 성능을 가지기 위한 착륙장치 설계변수 선정에 어려움이 생긴다. 여기서 말하는 설계변수는 환형유로의 틈새너비, 공기챔버의 단면적 등과 같은 착륙장치 내부구조에 대한 설계변수를 의미한다. 또한 충격흡수효율 곡선 상에서 퍼스트 피크가 더 낮게 계산되는데, 퍼스트 피크가 낮게 계산된 상태로 제어기법을 적용하는 경우 제어이득치가 필요보다 더 높게 선정되어 제어기법을 적용하였을 때 퍼스트 피크가 과도하게 높아지게 된다. 이는 충격흡수효율을 떨어트려 제어성능에 부정적인 영향을 끼친다.

본 논문에서는 이러한 문제를 보완하기 위해 불완전 발달 유동을 고려한 MR댐퍼 착륙장치의 수학적 모델을 유도하였다. 불완전 발달 유동을 MR 댐퍼 착륙장치의 수학적 모델에 적용하기 위해 T.S. Lundgren이 제시한 유체유동 모델을 사용하였다[8]. 불완전 발달 유동은 관성항의 강한 비선형성으로 인해 유로를 지나는 유체의 속도 프로파일에 대한 정확한 분석이 어렵고, 이를 실험적으로 측정하는 것도 굉장히 난해한 부분이다. 그러나 T.S. Lundgren이 제시한 기법은 층류유동과 충분한 유로 길이가 보장되는 조건에서 속도프로파일에 대한 분석 없이 입구영역에서 발생하는 불완전 발달 유동에 의한 유체저항을 계산할 수 있다.

본 논문에서는 환형 관유로를 지나는 유체유동의 불완전 발달에 의한 추가적인 압력강하모델을 먼저 유도하고, 이를 MR댐퍼 착륙장치에 적용하여 입구영역에서 나타나는 추가적인 감쇠력을 계산할 수 있는 수학적 모델을 제시하였다. 완전 발달 유동모델을 통해 가장 좋은 성능을 보장하는 착륙장치 설계변수와 최적 제어 게인을 실제 불완전 발달유동 현상에 적용하면 불완전 발달 유동에 의한 추가적인 감쇠력으로 인해 효율곡선 상의 퍼스트 피크가 높아지고 세컨드 피크가 낮아져 충격흡수효율이 오히려 나빠지는 현상을 확인할 수 있다. 완전 발달 유동 모델에 의한 내력계산 오차는 실제 착륙장치 충격흡수효율의 정확도를 떨어트린다. 본 논문에서 사용한 불완전 발달 유동모델은 완전 발달 유동모델에서 고려하지 못한 추가적인 감쇠력을 고려할 수 있으며, 이를 통해 MR 댐퍼형 착륙장치의 수학적 모델링 정확도를 개선시킬 수 있다.

2. 불완전 발달 유동을 고려한 압력강하 모델링

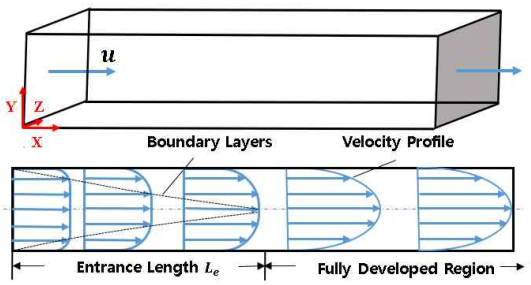

Fig. 1 Schematic Diagram of Fluid Flow

유체의 불완전 발달 유동은 Fig. 1에서 나타낸 바와 같이 유로의 입구영역에서 나타난다. 유로에서 발생하는 감쇠력은 유로 압력강하의 함수로 나타낼 수 있다. 본 연구에서 사용한 불완전 발달유동 모델은 유동이 층류이고, 유로의 길이가 입구길이보다 길다는 전제

하에 다양한 단면적의 유로에서 발생하는 불완전 발달 유동에 의한 압력강하를 속도프로파일 분석 없이 근사식만으로 표현할 수 있다. 임의의 단면을 가지는 유로 내부의 유체 흐름은 연속 방정식과 운동량 방정식으로 나타낼 수 있다.

$$\frac{\partial u}{\partial x}+\frac{\partial v}{\partial y}+\frac{\partial w}{\partial z}=0 \tag{1}$$

$$\frac{du}{dx}u+\frac{du}{dy}v+\frac{du}{dz}w=-\frac{d(\frac{p}{\rho})}{dx}+\nu\nabla_1^2 u \tag{2}$$

식(1)은 유체의 연속방정식이고 식(2)는 유체의 운동량 방정식이다. u, v, w는 각각 x, y, z축방향 유속을 나타내고, p는 유체압력, ρ는 유체밀도, ν는 동점성계수를 나타낸다. x축 방향 유속u는 y축, z축에 대하여 독립이므로, 식(2)는 다음과 같이 표현할 수 있다.

$$\frac{du^2}{dx}+\frac{duv}{dy}+\frac{duw}{dz}=-\frac{d(\frac{p}{\rho})}{dx}+\nu\nabla_1^2 u \tag{3}$$

또한, 식(1)을 이용하여 식(2)의 좌변항을 식(4)와 같이 운동에너지 방정식의 형태로 나타낼 수 있다.

$$\frac{d}{dx}(\frac{1}{2}u^2)+\frac{d}{dy}(\frac{1}{2}u^2v)+\frac{d}{dz}(\frac{1}{2}u^2w) \tag{4}$$
$$=-\frac{d(\frac{p}{\rho})}{dx}+v\nabla_1^2 u$$

∇_1는 2차원 라플라스 연산자로 식(5)처럼 나타낼 수 있다.

$$\nabla_1^2=\frac{\sigma^2}{\sigma y^2}+\frac{\sigma^2}{\sigma z^2} \tag{5}$$

식(3)에 대해 발산정리를 적용하면 다음과 같이 유도할 수 있다.

$$\frac{p_0-p}{0.5\rho U^2}=-\frac{2\nu}{AU}\int_0^x dx\oint_C\frac{\partial(\frac{u_\infty}{U})}{\partial n}ds \tag{6}$$
$$+2[\frac{1}{A}\int(\frac{u}{U})^2dA-1]$$
$$-\frac{2\nu}{AU}\int_0^x dx\oint_C\frac{\partial}{\partial n}(\frac{u-u_\infty}{U})ds$$

여기서 p_0는 덕트 입구에서의 압력, U는 x축 방향과 수직인 유로 단면에 대한 평균유속, u_∞는 완전발달 유속 프로파일, A는 유로의 단면적을 의미한다. 우변의 첫 번째 항은 완전 발달 유동인 경우의 압력강하를 의미하고, 나머지 두 항은 입구영역에서의 불완전 발달 유동에 대한 압력강하를 의미한다. 운동량 방정식에서 유도된 불완전 발달 유동에 의한 압력강하를 $k_m(x)$이라고 할 때, 다음과 같이 정리할 수 있다.

$$k_m(\infty)=k_m=2[\frac{1}{A}\int(\frac{u_\infty}{U})^2dA-1]- \tag{7}$$
$$\frac{2v}{AU}\int_\infty^0 dx\oint_C\frac{\sigma}{\sigma n}(\frac{u-u_\infty}{U})ds$$

유로의 길이가 입구길이보다 길기 때문에 유체의 변위 x는 ∞로 표현할 수 있다. 동일한 방법으로 식(4)에 발산정리를 적용하면 운동에너지 방정식 형태로 변형한 연속방정식으로부터 유도된 불완전 발달유동에 대한 압력강하 $k_e(x)$를 다음과 같이 표현할 수 있다.

$$k_e(\infty)=k_e=2[\frac{1}{A}\int(\frac{u_\infty}{U})^3dA-1] \tag{8}$$
$$+\frac{2v}{AU}\int_\infty^0 dx\oint_C[\nabla_1(\frac{u}{U})\nabla_1(\frac{u}{U})-$$
$$\nabla_1(\frac{u_\infty}{U})\nabla_1(\frac{u_\infty}{U})]dA$$

속도 프로파일에 대한 근사식을 얻기 위해, 식(1)을 선형화하면 식(9)과 같다.

$$\epsilon U\frac{\sigma u}{\sigma x}=-F(x)+v\nabla_1^2 u \tag{9}$$

ϵ는 평균유속U의 가중치를 결정하는 자유상수, $F(x)$는 압력차를 포함하는 선형화 항이다. $F(x)$를 이용하여 식(7), (8)을 표현하면 다음 식(10)과 같이 동일한

수식으로 표현됨을 알 수 있다.

$$k = k_m = k_e = \frac{2}{A}\int [(\frac{u_\infty}{U})^3 - (\frac{u_\infty}{U})^2] dA \qquad (10)$$

이 식에서 k는 입구영역에서 발생하는 불완전 발달 유동에 의한 추가적인 압력강하를 의미한다.

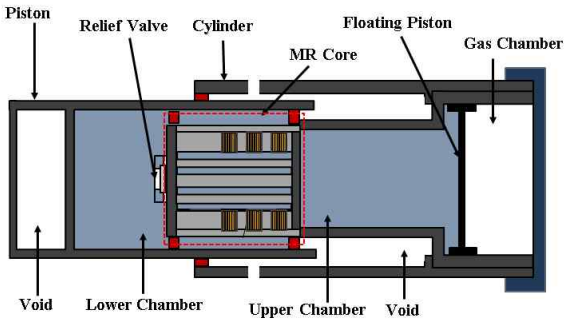

Fig. 2 MR Damper Landing Gear

본 연구의 MR댐퍼 착륙장치는 Fig. 2과 같이 두 개의 환형 유로로 구성되어 있기 때문에, 환형 단면적을 가진 유로에 대한 입구영역의 압력강하를 적용해야 한다. 환형 단면적을 가진 유로에 대한 입구영역의 추가적인 압력강하는 식(10)을 통해 계산할 수 있고, 그 결과는 Table 1과 같다.

Table 1 Pressure Drop in the Entrance Region of Annular Duct

$\frac{r_i}{r_o}$	$\frac{1}{A}\int(\frac{u_\infty}{U})^2 dA$	$\frac{1}{A}\int(\frac{u_\infty}{U})^3 dA$	k	ϵ	$f \cdot Re$
0.01	1.2663	1.7530	0.9733	0.8274	80.113
0.10	1.2298	1.6341	0.8087	0.7599	89.372
0.20	1.2168	1.5939	0.7542	0.7392	92.352
0.30	1.2101	1.5733	0.7264	0.7290	93.845
0.40	1.2061	1.5611	0.7100	0.7230	94.713
0.50	1.2024	1.5532	0.6998	0.7235	95.267
0.60	1.2019	1.5487	0.6935	0.7171	95.588
0.70	1.2011	1.5459	0.6896	0.7167	95.725
0.80	1.2004	1.5440	0.6872	0.7148	95.920
0.90	1.2001	1.5431	0.6860	0.7144	95.982
1.00	1.2000	1.5429	0.6857	0.7143	96.000

Table 1에서 r_o는 환형 유로의 외경 반지름, r_i는 환형 유로의 내경 반지름이다. 앞서 전개한 수식을 정리하면 불완전 발달 유동을 고려한 전체 유로에서의 압력강하는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$p_0 - p = \frac{1}{2}\rho U^2 [f\frac{x}{D_e} + k(x)] \qquad (11)$$

$$f = \frac{C}{Re} \qquad (12)$$

여기서 C 는 유로 단면적에 따라 달라지는 상수이고 Table 1의 마지막 열에서 계산할 수 있다. 환형 유로의 경우, Table 1의 내경 반지름r_i 과 외경 반지름r_o의 비율$\frac{r_o}{r_i}$을 통해 표현할 수 있다. 이는 다음과 같이 다시 정리할 수 있다.

$$\triangle p = \frac{C\mu L}{16\pi h_1^3 R_1} Q + \frac{\rho k(x)}{8\pi^2 R^2 h_1^2} Q^2 \qquad (13)$$

이 식에서 μ는 MR유체의 점성계수, L은 유로의 길이, h는 환형 유료의 너비, R은 환형 유로의 반지름이다.

3. 불완전 발달 유체 유동을 고려한 MR댐퍼 착륙장치 모델링

MR 댐퍼 착륙장치의 구성은 전절에서 나타낸 Fig. 2와 같이 실린더, 상부챔버, 플로팅 피스톤, 하부챔버, 릴리프 밸브, MR 코어, 피스톤으로 구성되어 있고, 충격흡수 원리는 유공압 착륙장치와 동일하다[14-15]. MR댐퍼 착륙장치에 스트로크가 발생함에 따라 환형 유로를 통해 MR 유체가 유동 하면서 감쇠력이 발생한다. 또한 릴리프 밸브에 의해 압축과 인장 시 유동 감쇠력은 비대칭으로 발생한다.

제어기법이 적용되는 경우, MR 코어에 자기장을 발생시켜 MR 유체의 특성을 변화시켜 추가적인 제어감쇠력을 얻을 수 있다[7]. 본 논문에서 다루는 MR 댐퍼 착륙장치의 경우, MR 코어의 코일권선이 입구영역을 벗어나 있기 때문에 자장이 가해진 MR 유체의 항복응력 변화를 이용한 제어감쇠력은 유동의 완전발달 모델을 활용하여 계산하였다.

3-1 불완전 발달 유동 모델

전 절에서 유도한 불완전 발달 유동에 의한 압력강하 모델

을 적용하기 위해선 두 가지 조건이 만족되어야 한다. MR 댐퍼 내의 유체 유동이 층류 유동이어야 하고, 입구길이(Entrance Region)보다 유로가 길어야 한다. 유로의 길이가 입구길이 보다 짧은 경우, 입구영역에서 추가적으로 발생하는 압력강하에 대한 정확한 계산을 위해 입구영역에서 x축 방향 유속 u의 프로파일을 분석해야 하므로 모델 적용에 어려움이 생긴다.

층류조건은 레이놀즈 수를 통해 확인할 수 있다. MR 댐퍼 착륙장치의 경우, 환형 단면적을 가지는 유로구조이기 때문에 수력학적 직경을 통해 레이놀즈 수를 구할 수 있다. 환형 유로의 수력학적 직경 $D_{h_{annular}}$은 다음과 같다.

$$D_{h_{annular}} = \frac{4A}{p} = \frac{4\pi(D_1^2 - D_2^2)}{\pi(D_1 + D_2)} \tag{14}$$

p는 점액둘레로 유체와 맞닿아 있는 유로의 둘레이다. D_1는 환형 유로 바깥쪽 둘레의 직경, D_2은 환형 유로 안쪽 둘레의 직경이다. 착륙과정에서 각 환형 유로에 대한 레이놀즈 수는 Fig. 3, 4와 같다.

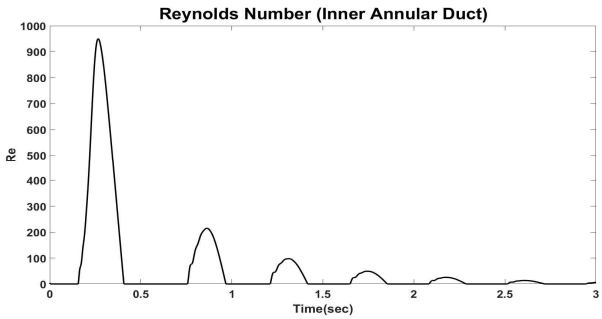

Fig. 3 Reynolds Number (Inner Annular Duct)

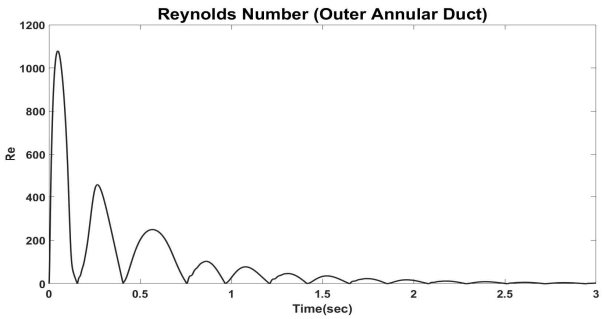

Fig. 4 Reynolds Number (Outer Annular Duct)

착륙과정에서 계산되는 MR 댐퍼 착륙장치의 레이놀즈 수는 최대 1079이다. 환형 유로의 경우, $Re = 2200$일 때 층류에서 난류로 천이가 일어나므로 본 논문에서 다루는 MR 댐퍼 착륙장치는 층류과정임을 알 수 있다.

입구길이는 다음 식(15)를 통해 구할 수 있다[16].

$$L_e^* = \frac{L_e}{D_h} = 0.0161Re \tag{15}$$

식(15)를 통해 구한 착륙과정에서의 입구길이 변화는 Fig. 5와 같다.

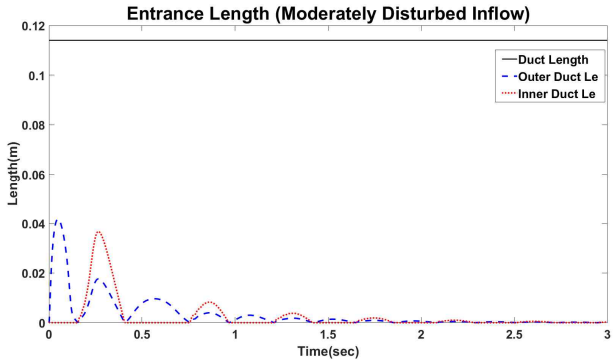

Fig. 5 Lengths of Entrance Region During Landing Period

본 연구에서 다루는 MR 댐퍼 착륙장치의 착륙과정 입구길이는 최대 $41.7mm$로 유로의 길이인 $114mm$보다 훨씬 짧다. 또한 입구길이는 전체 유로길이 대비 37%의 비율을 차지하기 때문에, 유동 감쇠력 계산에 불완전 발달 유동이 큰 영향을 미치는 것을 예측 할 수 있다. 구체적인 감쇠력의 크기는 제 4절에서 토의하고자 한다.

3-2 유동 발달 여부에 따른 감쇠력 유도

MR 댐퍼 착륙장치의 동역학적 모델링을 구하기 위해 착륙장치에 가해지는 힘을 수식으로 표현해야 한다. MR 댐퍼 착륙장치는 수동형 유공압 착륙장치와 마찬가지로 크게 외력인 타이어 하중F_T과 내력인 공기력F_a, 마찰력F_f, 감쇠력F_d이 발생한다. MR댐퍼 착륙장치는 반 능동형 착륙장치이기 때문에 감쇠력을 두 종류로 나눌 수 있다. 비제어(수동형) 상태에서 MR 유체가 환형 유로를 흐르면서 발생하는 동압력 강하에 의한 감쇠력F_h과 코일권선에 전류를 흐르게 하여 발생

하는 자기장을 통해 MR 유체의 항복응력을 변화시켜 얻는 제어감쇠력F_c가 있다.

타이어하중F_T, 공기력F_a, 마찰력F_f은 다음과 같이 표현할 수 있다[17].

$$F_T = T_m Z_{in}^b \tag{16}$$

여기서 T_m은 타이어강성, Z_{in}은 타이어의 변형량, b는 변형량의 지수이다. 공기력F_a은 부피와 압력간에 적용되는 폴리트로픽 법칙을 통해 다음과 같이 표현할 수 있다.

$$F_a = A_{po}[P_0(\frac{V_0}{V_0 - A_p s})^n - P_{ATM}] \tag{17}$$

이 식에서 A_{po}는 외벽 두께를 포함한 피스톤 단면적, P_0는 공기챔버의 초기압력, V_0는 공기챔버의 초기부피, n은 폴리트로픽 지수, P_{ATM}은 대기압이다.

베어링에 작용하는 마찰력F_f는 모멘트 평형식을 통해 다음과 같이 표현할 수 있다.

$$F_f = sgn(s)\ (\mu_A \left| \frac{F_T D_v}{D_b + s} \right| + \mu_B \left| \frac{F_T D_v}{D_b + s} \right|) \tag{18}$$

여기서 μ_A, μ_B는 상하부 베어링 마찰계수, D_b는 상하부 베어링간격, D_v는 댐퍼 중심축과 타이어간의 오프셋, s는 스트로크이다.

감쇠력 F_d의 경우 MR댐퍼에 적용된 릴리프 밸브 구조로 인해 댐퍼 압축과 인장시 비대칭성이 존재한다. 동압력 강하에 의한 감쇠력 F_h는 완전 발달 유동 모델의 경우 다음과 같이 표현할 수 있다.

$$F_{h_{Comp}} = \triangle p A_p = \frac{5.995\mu L}{\pi h_1^3 R_1} Q A_p \tag{19}$$

$$\begin{aligned} F_{h_{Tens}} &= \triangle p A_{pi} \\ &= \frac{1}{(\frac{5.995\mu L}{\pi h_1^3 R_1})^{-1} + (\frac{5.998\mu L}{\pi h_2^3 R_2})^{-1}} Q A_{pi} \end{aligned} \tag{20}$$

여기서 $F_{h_{Comp}}$, $F_{d_{Tens}}$는 각각 압축행정과 인장행정에서 동압력 강하에 의한 감쇠력 F_h이고, A_{pi}는 외벽 두께를 제외한 피스톤 단면적, L은 유로길이, h_1와 h_2는 바깥쪽과 안쪽 환형 유로의 유로너비, R_1과 R_2는 각 환형 유로의 중심반경, Q 는 유량이다.

불완전 발달 유동을 고려하는 모델의 경우 식(13)과 Table 1을 이용하여 다음과 같이 표현된다.

$$\begin{aligned} F_{h_{Comp}} &= \triangle p A_{pi} \\ &= [\frac{5.995\mu L}{\pi h_1^3 R_1} Q + 0.3436\rho(\frac{Q}{A_{co}})^2] A_{pi} \end{aligned} \tag{21}$$

$$\begin{aligned} F_{h_{Tens}} &= \triangle p A_{pi} \\ &= [(\frac{5.995\mu L}{\pi h_1^3 R_1} + 0.3436\rho\frac{Q}{A_{co}^2})^{-1} + \\ &\quad (\frac{5.998\mu L}{\pi h_2^3 R_2} Q + 0.3430\rho\frac{Q}{A_{ci}^2})^{-1}]^{-1} Q A_{pi} \end{aligned} \tag{22}$$

여기서 A_{co}, A_{ci}는 바깥쪽과 안쪽 환형 유로의 단면적이다.

제어 감쇠력F_c은 MR 코어에 자기장이 가해질 때 발생하는 힘이다. 자기장이 가해지면 MR 유체 내의 자성입자들이 자기장의 자극과 수직한 방향으로 체인 구조를 형성하여 항복응력이 발생하게 되고, 제어감쇠력 F_c은 유체 항복응력을 통해 계산된 힘이다. 제어 감쇠력F_c은 다음과 같이 표현할 수 있다[9,18].

$$F_c = c\frac{l_p}{h_1}\tau_c A_{pi} \tag{23}$$

$$c = 2.07 + \frac{12|Q|\mu}{12|Q|\mu + 0.8\pi\tau_c R_1 h_1} \tag{24}$$

여기서 τ_c는 자기장이 가해졌을 때의 항복응력, c는 유속함수이다. 본 논문에서는 MR 댐퍼 착륙장치에 반능동형 제어기법으로 스카이훅 제어기법(Skyhook Control)을 적용하였다. 스카이훅 제어기법은 상부질량의 상단에 존재하는 가상의 댐퍼에서 감쇠력이 발생한다는 개념으로, 상부질량의 운동을 최소화하는 개념의 제어기법이다. 식(21)-(24)을 통해 MR 댐퍼 착륙장치의 총 감쇠력 F_d 를 댐퍼의 압축 및 인장과정에서 다음과 같이 정리할 수 있다.

$$F_{d_{Comp}} = F_{h_{Comp}} + F_c \tag{25}$$
$$= [\frac{5.995\mu L}{\pi h_1^3 R_1} Q + 0.3436\rho(\frac{Q}{A_{co}})^2]A_{pi} + c\frac{l_p}{h_1}\tau_c A_{pi}$$

$$F_{d_{Tens}} = F_{h_{Tens}} \tag{26}$$
$$= ((\frac{5.995\mu L}{\pi h_1^3 R_1} + 0.3436\rho(\frac{Q}{A_{co}})^2)^{-1} + (\frac{5.998\mu L}{\pi h_2^3 R_2} + 0.3430\rho(\frac{Q}{A_{co}})^2)^{-1})^{-1} Q A_{pi}$$

이 식에서 보는 바와 같이 본 연구에서는 스카이훅 제어기법을 적용하기 때문에 착륙장치가 인장시 감쇠 제어력은 총 감쇠력에 포함되지 않는다.

4. 시뮬레이션 결과 및 토의

Table 2 Structural Parameters of MR Damper

Parameters	Value
P_0	$3.193\ bar$
V_0	$4.631\times10^{-4}\ m^3$
μ_A, μ_B	0.1
D_b	$0.2\ m$
D_v	$0.3\ m$
A_{po}	$2.2\times10^{-3}\ m^2$
A_{pi}	$1.8\times10^{-3}\ m^2$
h_1	$1.2\times10^{-3}\ m$
h_2	$2.5\times10^{-3}\ m$
L	$114\times10^{-3}\ m$
R_1	$13.55\times10^{-3}\ m$
R_2	$8.5\times10^{-3}\ m$

전 절에서 유도한 불완전 발달 유동 모델과 완전 발달 유동 모델의 차이를 확인하기 위해 같은 조건에서 수직낙하 시뮬레이션을 진행하였다. 시뮬레이션에 사용된 MR 댐퍼 착륙장치의 설계변수는 Table 2와 같고, 착륙조건은 수직낙하속도 $3m/s$, 상부질량 $680kg$이다. 시뮬레이션 결과는 다음과 같다.

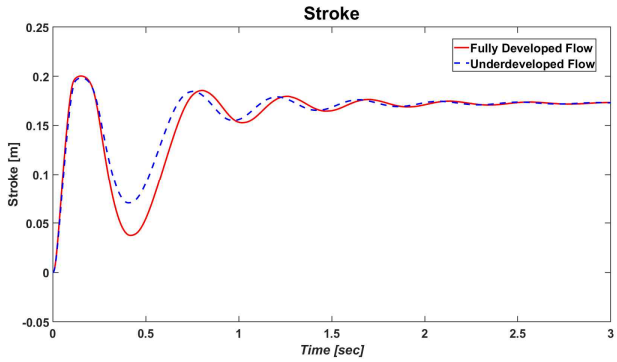

Fig. 6 Stroke according to Flow Models

앞 절에서 언급한 것 처럼 불완전 발달 유동을 사용한 모델의 경우, 입구영역에서 추가적인 압력강하가 발생하여 완전 발달 유동 모델에 비해 감쇠가 더 크게 발생하고, 감쇠는 곧 에너지 소산을 의미하기 때문에 에너지 소산이 더 큰 모델의 경우 스트로크가 적게 발생하게 된다. Fig. 6을 보면 불완전 발달 유동을 고려한 모델이 감쇠가 더 크게 일어나기 때문에 첫 번째 압축이후 발생하는 스트로크가 완전 발달 유동 모델에 비해 더 적게 발생하는 것을 확인할 수 있다. 따라서 Fig. 6처럼 첫 압축 시에는 스트로크의 차이가 거의 없지만, 불완전 발달 유동 모델의 경우 첫 압축 행정에서 더 큰 에너지 소산으로 인해 다음 인장 행정부터 완전 발달 유동 모델에 비해 스트로크의 변화가 현저히 적어진다.

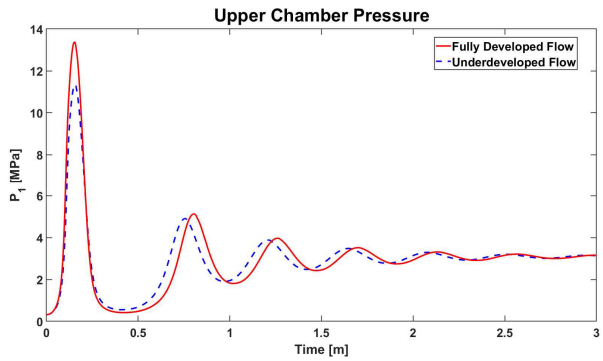

Fig. 7 Upper Chamber Pressure According to Flow Models

Fig. 7은 시간 영역에서의 상부챔버 압력을 나타낸 그림이다. 상부챔버와 공기챔버는 플로팅 피스톤에 의해 분리되어 있기 때문에 두 챔버의 압력이 동일하다

고 가정할 수 있다($P_1 \cong P_a$). Fig. 7을 보면 불완전 발달 유동을 고려한 모델의 상부챔버 압력 값이 완전 발달 유동 모델의 상부챔버 압력 값보다 작은 것을 확인할 수 있다. 그 이유는 불완전 발달 유동을 고려한 모델에서 공기 챔버의 압축량이 완전 발달 유동 모델에 비해 적기 때문이다. 따라서 불완전 발달 유동모델의 상부챔버 압력의 피크 값이 완전 발달 유동모델에 비해 작게 된다. 이는 에너지 관점에서도 이해할 수 있는데, 지면과 접촉하기 직전에 항공기가 가지고 있는 총 에너지는 지면 접촉 이후의 MR 댐퍼 행정에 의해 소산되는 에너지와 공기실에 저장되는 에너지로 나누어진다. 에너지 소산은 MR 댐퍼의 환형 관유로에서 발생하고, 에너지 저장은 MR 댐퍼의 강성계(공기챔버)에서 이루어진다. 불완전 발달 유동을 고려한 모델의 경우 완전 발달 유동모델에 비해 입구영역에서 추가된 압력강하에 의해 에너지 소산이 많이 발생하기 때문에, 완전 발달 유동에 비해 에너지 저장이 적게 이루어진다. 이러한 이유로 Fig. 7처럼 상부 챔버 압력이 불완전 발달 유동을 고려한 모델에서 더 작은 값을 가짐을 알 수 있다.

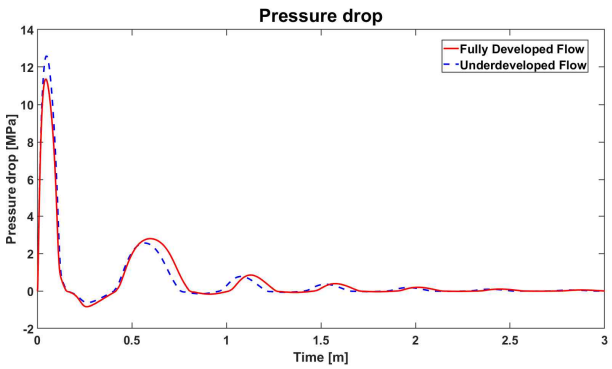

Fig. 8 Pressure Drop According to Flow Models

환형 관유로에서 발생하는 압력강하 $\triangle P$는 앞서 유도한 식(13)을 적용하여 계산하였고 그 결과를 Fig. 8에 나타내었다. 불완전 발달 유동모델에서는 식(13)처럼 입구영역에서 나타나는 추가적인 압력강하를 고려하기 때문에 완전 발달 유동에 비해 더 큰 압력강하가 발생함을 확인할 수 있다.

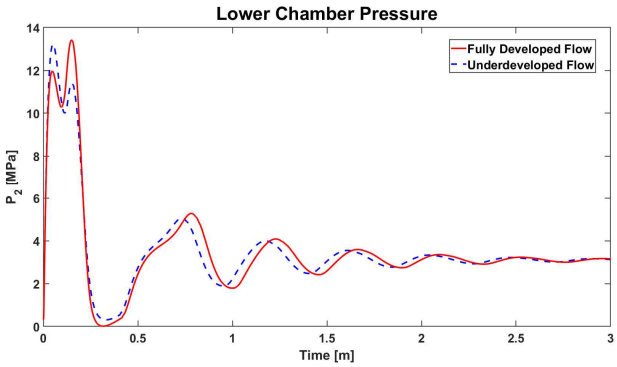

Fig. 9 Lower Chamber Pressure According to Flow Models

하부 챔버 압력 P_2의 경우 첫 번째 압축행정에서 두 번의 피크가 나타난다. 불완전 발달 유동을 고려하는 경우 Fig. 9처럼 하부 챔버 압력의 퍼스트 피크가 높고 세컨드 피크가 낮다. 하부 챔버 압력은 유로 압력강하와 공기 챔버 압력의 크기에 따라 다르게 나타난다. 압축 행정에서 MR 유체의 흐름은 하부 챔버에서 상부 챔버로 이동하기 때문에 하부 챔버 압력은 공기 챔버 압력에 압력 강하를 더한 값이 된다. 첫 번째 피크는 높은 스트로크 속도에 의해 압력강하가 피크 값을 가지면서 하부 챔버 압력 또한 피크 값을 가지게 된다. Fig. 8처럼 유동 모델에 따른 압력강하의 값은 불완전 발달 유동을 고려한 모델에서의 피크 값이 완전 발달 유동 모델에서의 피크 값보다 더 높게 발생한다. 두 번째 피크는 Fig. 6을 통해 스트로크가 최대인 순간을 의미함을 알 수 있다. MR 댐퍼 착륙장치가 최대로 압축하면서 공기 챔버 압력 또한 가장 높아지기 때문에 두 번째 피크를 형성하게 된다. Fig. 7을 보면 공기 챔버의 압력의 피크 값은 완전 발달 유동 모델이 불완전 발달 유동을 고려한 모델보다 크기 때문에 하부 챔버 압력의 피크값 또한 상부 챔버 압력과 동일한 양상을 가짐을 알 수 있다. 각 피크는 충격흡수 효율곡선 상에서 퍼스트 피크와 세컨드 피크를 의미한다. 효율곡선 상의 퍼스트 피크는 압력강하에 의해 결정되기 때문에 압력강하에 비례하여 나타나고, 마찬가지로 세컨드 피크는 공기 챔버 압력으로서 스트로크에 비례하여 나타난다.

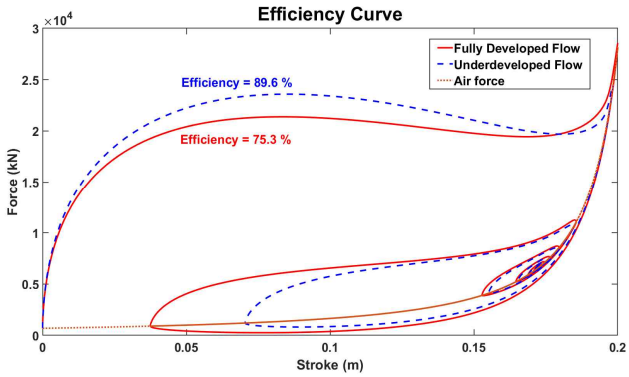

Fig. 10 Efficiency Curve according to Flow Models

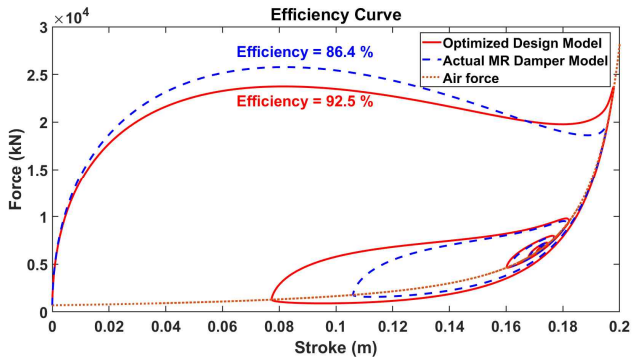

Fig. 11 Efficiency Deterioration due to Underdeveloped Flow Effect

Fig. 10은 완전 발달 유동 모델에서 예측한 충격흡수효율곡선과 불완전 발달 유동 모델에서 예측한 충격흡수 효율곡선이다. 두 모델 모두 Table 2의 동일한 구조설계변수가 적용되었고, 비제어 상태이다. 충격흡수효율은 다음과 같이 계산할 수 있다.

$$\eta = \frac{\int F_s ds}{F_{s_{\max}} s_{\max}} \tag{27}$$

여기서 F_s는 공기력F_a, 마찰력F_f, 감쇠력F_d을 포함한 내력이고, $F_{s_{\max}}$, $s_{\max}$는 착륙과정중 발생한 최대 내력과 최대 스트로크이다.

충격흡수효율 곡선의 개형을 보면 완전 발달 유동 모델에서 예측한 효율곡선에 비해 불완전 발달 유동 모델에서 예측한 효율곡선의 퍼스트 피크가 더 높고, 세컨드 피크가 더 낮음을 확인할 수 있다. 이는 완전 발달 유동 모델에서는 추가적인 감쇠력을 고려하지 못했기 때문에 나타나는 현상으로 볼 수 있다. 따라서 불완전 발달 유동을 고려한 모델이 실제 MR 댐퍼 착륙장치의 충격흡수효율을 보다 정확하게 예측한다고 판단할 수 있다. 만일 완전 발달 유동모델을 사용할 경우 나타날 수 있는 또 다른 문제는 구조설계변수 또는 제어변수를 최적화 할 때 발생한다.

비제어 상태에서 완전 발달 유동 모델을 사용하여 최대 충격흡수효율이 나오도록 구조설계변수를 최적화한 후 시뮬레이션을 수행하였다(Fig. 11 참조). 그러나 시뮬레이션 대상인 MR 댐퍼 착륙장치에서 불완전 발달 유동이 발생한다고 가정하였다. 최적화 과정은 Fig. 10의 완전 발달 유동 모델의 효율곡선에서 두 피크를 동일하게 만드는 것으로 하였으며, 그 결과 바깥쪽 환형 오리피스 너비 h_1을 $1.2\times10^{-3}\,m$ 에서 $1.13\times10^{-3}\,m$으로 수정하였다. 이미 완전 발달 유동 모델에서 효율곡선의 두 피크 값이 동일하게 맞춰져있기 때문에, 실제 불완전 발달 유동이 발생하면 효율곡선의 퍼스트 피크가 높아지고 세컨드 피크가 낮아지게 되어 완전 발달 유동 모델에서 설계한 효율보다 낮은 효율이 발생됨을 Fig. 11에서 알 수 있다. MR 댐퍼는 제어를 통해 비제어 상태의 감쇠력보다 더 큰 감쇠력은 얻을 수 있지만, 더 작은 감쇠력은 만들 수 없는 특성을 가지고 있다. 즉, 제어기법을 통해 퍼스트 피크를 높이는 것은 가능하지만 낮추는 것은 불가능하다. 따라서 비제어 상태에서 퍼스트 피크가 세컨드 피크보다 더 높아지도록 구조설계변수가 선정되는 경우 어떠한 제어기법으로도 두 피크 값을 동일하게 조정할 수 없기 때문에 성능개선의 여지가 없어져 반 능동형 댐퍼로써의 장점을 상실하게 된다. 이러한 이유로 MR 댐퍼를 포함한 모든 유로감쇠형 유공압 댐퍼의 구조설계변수를 선정할 때에 불완전 발달 유동 모델을 통한 정확한 내력 예측으로 앞서 언급한 상황을 미연에 방지해야 한다.

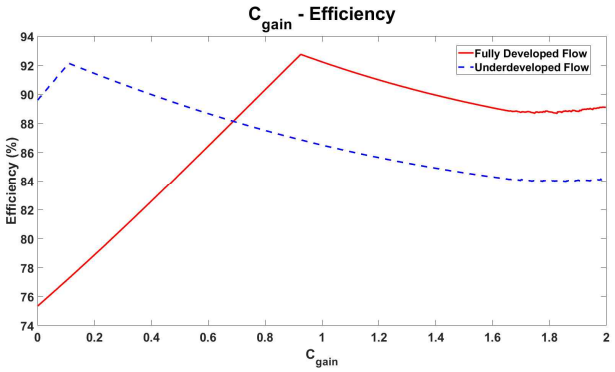

Fig. 12 C_{gain}- Efficiency Curve

Fig. 12는 0부터 2사이의 스카이훅 제어 이득치를 각 유동 모델에 적용하여 시뮬레이션을 진행하였을 때 나오는 충격흡수효율을 정리하여 나타낸 그래프이다. 이때 사용된 수동형 MR 댐퍼는 자장 변화에 따른 감쇠력의 크기를 예상하여 Fig. 10에서 나타낸 성능을 갖도록 설정하였다. 각각의 경우에서 제어 이득치의 간격은 0.002로 설정하고 시뮬레이션에 적용하여 효율값을 구하여 나타내었다. 최적 제어 이득치는 구조설계변수 최적화 과정과 마찬가지로 효율곡선상의 두 피크를 동일하게 일치시키는 제어 이득치를 최적 값으로 선정하였다. 본 연구에서 고려한 MR 댐퍼 착륙장치의 경우, 완전 발달 유동 모델을 사용한 최적 제어 이득치는 0.93 이며, 불완전 발달 유동을 고려한 모델에서 선정한 최적 제어 이득치는 0.11로 8배 이상 차이가 나는 것을 확인할 수 있다. 이는 불완전 발달 유동 모델에서 추가적인 감쇠력을 고려하기 때문에 완전 발달 유동 모델에 비해 더 작은 제어 이득치가 요구되기 때문이다.

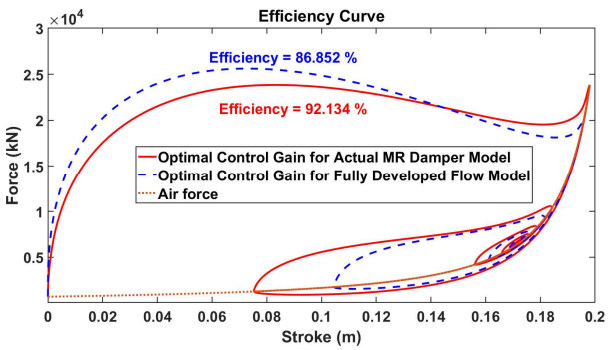

Fig. 13 Efficiency Deterioration of Optimally Designed Skyhook Control System

Fig. 12를 통해 얻어진 각 유동모델에 대한 최적 이득치를 본 연구의 MR 댐퍼 착륙장치 모델에 적용하여 시뮬레이션을 수행하였다(Fig. 13 참조). 본 연구의 MR 댐퍼 착륙장치는 불완전 발달 유동이 발생하는 경우에 해당되므로, 완전 발달 유동모델에서 선정한 최적 제어 이득치($C_{sky}=0.93$)는 예상한대로 최적 충격흡수 거동을 보여주지 못한다. 이는 완전 발달 유동 모델에서 제어 감쇠력을 통해 피크 값을 동일하게 맞췄지만, 불완전 발달 유동으로 인한 추가 감쇠력을 고려하지 않았기 때문에 실제로 요구되는 최적 제어 이득치보다 과도하게 큰 제어 이득치가 적용되어 불완전 발달 유동 모델에서 충격흡수 효율이 낮아짐을 확인할 수 있다. 그러나 불완전 발달 유동 모델에서 선정한 최적 제어 이득치($C_{sky}=0.11$)를 적용하면 설계된 최적 충격흡수 효율을 얻을 수 있다.

수동형 유공압 댐퍼의 수학적 모델에 적용되어 왔던 완전 발달 유동 모델은 환형유로 등에서 발생하는 불완전 발달 유동에 의한 감쇠력 증가 현상을 고려하지 못하게 되어 부정확한 내력 계산 및 충격흡수효율을 얻게 된다. 결론적으로 정확한 내력 예측을 통한 구조설계 최적화 및 제어 변수 선정을 위해선 본 논문에서 유도된 불완전 발달 유동을 고려한 수학적 모델을 적용하여야 한다.

5. 결 론

본 논문에서는 불완전 발달 유동을 고려하는 MR댐퍼 착륙장치의 수학적 모델링에 대해 다루었다. MR댐퍼 착륙장치는 MR코어에 전류가 흘렀을 때 발생하는 자기장에 의해 추가적인 제어감쇠력을 얻을 수 있는 반능동형 착륙장치이다. MR댐퍼는 MR유체가 유로를 흐르면서 감쇠력이 발생하는 댐퍼이기 때문에 착륙과정에서 유로에 불완전 발달 유동이 필연적으로 발생하게 된다. 불완전 발달 유동은 유로의 입구영역에서 발생하는데 입구영역 뒷부분의 완전 발달 유동보다 더 큰 압력강하가 일어나기 때문에 발생하는 감쇠력이 비교적 크고, 이 입구영역의 길이가 전체 유로 길이에서 차지하는 비율이 크면 클수록 불완전 발달 유동에 의한 영향이 크다. 본 논문에서 다루는 MR댐퍼 착륙장

치의 경우 입구길이는 유로길이 대비 최대 41 %의 비율을 차지할 정도로 큰 비중을 차지하기 때문에 착륙장치 모델링을 함에 있어서 불완전 발달 유동을 반드시 고려해야만 한다. 그러나, 현재까지 발표된 유로감쇠형 유공압 착륙장치의 수학적 모델은 완전 발달 유동만을 고려하였고 이는 실제보다 더 작은 감쇠력을 계산하기 때문에 구조설계 변수 선정과 제어 변수 선정에 있어서 정확도가 다소 떨어지게 되어 최적화 과정에 어려움을 발생시킨다.

앞서 언급한 문제점을 해결하기 위해 본 논문에서는 불완전 발달 유동을 고려한 MR댐퍼 착륙장치의 수학적 모델을 유도하였고, 적용된 불완전 발달 유동 모델은 T.S.Lundgren이 제시한 모델을 사용하였다. 결과 검증을 위해 불완전 발달 유동 모델과 완전 발달 유동 모델을 각각 적용한 착륙 시뮬레이션을 통해 비교하였다. 그 결과, 불완전 발달 유동 모델에서 더 큰 감쇠력이 발생하여 에너지 소산이 크게 일어났고, 이로 인해 더 작은 스트로크가 발생하여 공기챔버의 압력(상부챔버 압력과 동일)이 낮아졌다. 반면에 입구영역의 추가적인 압력강하로 인해 감쇠력은 크게 계산되었기 때문에 효율곡선상에서 완전 발달 유동 모델에 비해 퍼스트 피크가 높고 세컨드 피크가 더 낮게 계산되는 결과를 확인하였다.

MR 댐퍼 착륙장치에 불완전 발달 유동을 고려하지 않는 경우 내력을 예측하는데 있어서 모델의 정확도가 떨어지게 되어 다음과 같은 문제가 발생한다. MR댐퍼 착륙장치의 구조설계 변수 최적화를 완전 발달 유동 모델을 통해 진행하는 경우 입구영역에서 불완전 발달 유동에 의해 발생하는 감쇠력을 고려하지 못하기 때문에 실제 감쇠력보다 작게 계산된다. 이로 인해 완전 발달 유동 모델을 통해 구조설계 변수를 최적화 하는 것은 착륙장치의 성능에 부정적인 영향을 미칠 뿐만 아니라 반능동형 착륙장치로써의 장점도 상실하게 된다. 제어 변수를 최적화 하는 과정에서도 동일한 문제가 발생하는 것을 확인하였다. 완전 발달 유동 모델은 실제 효율 곡선보다 낮은 퍼스트 피크를 예측하기 때문에 실제 최적 제어 이득치보다 높은 이득치를 선정한다. 따라서 완전 발달 유동 모델에서 선정한 최적 제어 이득치를 불완전 발달 유동 모델에 적용하게 되면 퍼스트 피크가 세컨드 피크보다 과도하게 높아지게 되어 오히려 충격흡수효율이 낮아지는 것을 확인하였다. 이처럼 MR댐퍼 착륙장치에서 불완전 발달 유동을 고려하지 않는 경우 부정확한 내력 예측으로 인해 착륙장치 설계에 여러 문제점이 발생한다. 본 논문에서 제시하는 불완전 발달 유동 모델을 설계 및 최적화 과정에 적용한다면 좀 더 정확한 내력 예측으로 우수한 성능의 MR 댐퍼 착륙장치를 설계할 수 있을 것으로 판단된다.

후 기

본 논문은 산업 통상 자원부의 '항공우주부품기술개발사업(10073291)'의 일환으로 한국산업기술평가관리원의 지원으로 수행되었으며, 이에 대해 감사드립니다.

References

[1] J. M. Tak, "A Hybrid Control Technique of the Intelligent Landing Gear with Variable Damping Force," MS Thesis, Korea Aerospace University, Gyeong-gi, Republic of Korea, February, 2018.

[2] Chulhee Han, Byung-Hyuk Kang, Seung-Bok Choi, Jun Mo Tak and Jai-Hyuk Hwang, "Control of Landing Efficiency of an Aircraft Landing Gear System With Magnetorheological Dampers," *Journal of Aircraft*, Vol. 56, pp. 1981-1986, September, 2019.

[3] Ahurée-Powell, L. A., "Magnetorheological Fluids and Applications to Adaptive Landing Gear for a Lightweight Helicopter," Ph. D. Thesis, University of Maryland, Maryland, United States of America, 2014.

[4] Eroglu, M. A., "Observer Based Control of an Magnetorheological Damper," Ph. D. Thesis, University of Sheffield, Sheffield, United Kingdom, 2013.

[5] Quoc Viet Luong, Dae-Sung Jang and Jai-Hyuk Hwang, "Robust Adaptive Control for an Aircraft Landing Gear Equipped with a Magnetorheological Damper," *Applied Sciences*, Vol. 10, pp. 1459-1475, 2020.

[6] J. M. Tak, L. Q. Viet, and J. H. Hwang, "Hybrid

Control of Aircraft Landing Gear using Magnetorheological Damper," *Journal of Aerospace System Engineering*, Vol.12, No.1, pp.1-9, February, 2018.

[7] Y. O. Hyun, "Semi-Active Force Control of Landing Gear using Magneto-Rheological Damper," Ph. D. dissertation, School of Aerospace and Mechanical Engineering, Korea Aerospace University, 2009.

[8] T. S. LUNDGRENG, E. M. SPARROW, J. B. STARR, "Pressure Drop Due to the Entrance Region in Ducts of Arbitrary Cross Section," *ASME Trans. Journal of Basic Engineering*, Vol. 86, pp. 620-626, September 1964.

[9] Jae-Up hwang, jae-hyuk hwnag, jae-Sung Bae, young-O Hyun, Kyoung-ho Lim, Doo-Man Kim, Tae-Wook Kim, "Smi-Active Control of helicompter Landing Gear using Magneto-Rheological Damper," *Journal of Aerospace System Engineering*, Vol. 36, pp. 346-351, February, April, 2008.

[10] Bo-Gyu Kim, Chulhee Han, Seung-Bok Choi, "Design and Analysis of MR Damper for Airplane Landing Gear," *Transactions of the Korean Society for Noise and Vibration Engineering*, Vol. 28, pp. 102-109, February, 2018.

[11] Byung-Hyuk Kang, Chulhee Han, Seung-Bok Choi, "Design of Sky-ground Hook Controller for MR Damper of Aircraft Landing Gear," *Transactions of the Korean Society for Noise and Vibration Engineering*, Vol. 29, pp. 222-229, 2019.

[12] Mahboubeh Khani, "Magneto-Rheological (MR) Damper for Landing Gear System," MS Thesis, Concordia University, Montreal, Quebec, Canada, June, 2010.

[13] Young-Tai Choi, Norman M. Wereley, "Vibration Control of a Landing Gear System Featuring Electrorheological/Magnetorheological Fluids," *Journal of Aircraft*, Vol. 40, No. 3, May-June, 2003.

[14] Milwitzky, B., and Cook, F., "Analysis of Landing Gear Behavior," NACA TN 2755, 1952.

[15] Currey, N., "Aircraft Landing Gear Design Principles and Practices," AIAA Education Series, 1988.

[16] Janusa Wojtkowiak, Czeslqw O. Popiel, "Inherently Linear Annular-Duct-Type Laminar Flowmeter," ASME Trans. *Journal of Fluids Engineering*, Vol.128, January 2006.

[17] Milwitzky, B., and Cook, F., "Analysis of Landing Gear Behavior," NACA TN 2755, 1952.

[18] Guang Yang, B.S, "Large-Scale Magnetorheological Fluid for Vibration Mitigation: Modeling, Testing and Control," MS Thesis, University of Notre Dame, Notre Dame, Indiana, United States of America, December, 2001.