<학술논문> DOI http://dx.doi.org/10.3795/KSME-A.2013.37.10.1207 ISSN 1226-4873(Print)
2288-5226(Online)

철도차량탈선에 영향을 미치는 윤축의 기계적 인자에 관한 연구

오 현 석* · 구 정 서*†
* 서울과학기술대학교 철도차량시스템공학과

Study on Mechanical Parameters of a Wheelset Influencing Derailment of Rolling Stock

Hyun Sun Oh* and Jeong Seo Koo*†
* Dept. of Rolling Stock System, Seoul Nat'l Univ. of Science and Technology.

(Received January 22, 2013 ; Revised August 18, 2013 ; Accepted August 19, 2013)

Key Words: Derailment Coefficient(탈선계수), Wheelset(윤축), Wheel-Unloading(윤중 감소), Rolling Stock(철도차량, Rail(레일), Dynamic Model(동역학 모델)

초록: 나달식 등 한쪽 차륜과 레일의 접촉력에 기반한 기존 탈선계수식으로는 열차 주행 시 여러 가지 요인에 의해 발생하는 다양한 유형의 탈선을 이론적으로 예측하기 어렵다. 이를 보완하기 위하여 개발된 단일윤축 탈선계수는 타고오름탈선, 미끄러져오름 탈선, 전복탈선 및 이들의 복합유형 탈선을 잘 예측할 수 있고, 접촉부 마찰계수, 플렌지 각 등 기존의 탈선계수식에서 고려하던 기계적 인자뿐만 아니라 윤중감소/증가, 궤간, 차륜직경, 축상 베어링 위치 등 다양한 탈선영향인자들도 고려할 수 있다. 본 논문에서는 단일윤축 탈선계수식으로 이러한 다양한 탈선영향인자들을 고려하여 기존의 나달식, 바인스톡 식 등으로 구할 수 없었던 탈선현상을 분석한다. 마지막으로 동역학 시뮬레이션을 이용하여 이론적인 단일윤축 탈선계수식 결과들의 타당성을 입증한다.

Abstract: It is difficult to predict derailment with the existing derailment coefficient like Nadal's formula which is based on the contact forces between one wheel and rail. A new derailment coefficient model developed on a wheelset is able to make a better estimate about the climb derailment, slip derailment, roll over derailment, and mixed derailment types of these. Moreover, not only the mechanical factors considered in the existing derailment coefficients but also other various factors affecting derailment such as wheel unloading and loading, diameter of wheel, and locations of axle-box bearings can be covered with this new derailment coefficient model. That is, the derailment patterns which couldn't be solved with the existing formulas such as Nadal's and Weinstock's models can be analyzed with this wheelset derailment coefficient model because of considering various factors causing derailment. Finally, the validity of the new derailment coefficient model is verified using dynamic model simulations.

- 기호설명 -

α : 플랜지 여각(rad)
a : 서스펜션 지지점과 휠 중심점 사이의 거리(mm)
b : 차륜-레일 통상 접촉점 사이의 거리(mm)
h : 휠의 반경(mm)
β : h/b
γ : a/b
Q : 횡압(kN)
P : 윤중(kN)
μ : 마찰계수
F : 윤축의 횡방향 하중(kN)
W_L : 좌측 윤축의 수직하중(kN)
W_R : 우측 윤축의 수직하중(kN)
R_L : 좌측차륜의 답면에 발생하는 반력(kN)
R_R : 우측차륜의 답면에 발생하는 반력(kN)
R_F : 우측차륜의 플랜지-레일 접촉으로 발생하

† Corresponding Author, koojs@seoultech.ac.kr
© 2013 The Korean Society of Mechanical Engineers

는 반력(kN)

d_R : 우측차륜의 플랜지-레일 접촉부에서의 변위(mm)

1. 서 론

철도 사고는 대형참사의 위험이 크기 때문에 철도안전규정[1]을 제정하여 적용하고 있으며, 각종 충돌 및 탈선 사고에 관한 연구[2~4]들도 진행되고 있다. 그 중에서도 주행 중 다양한 원인에 의하여 발생하는 탈선사고도 잘 관리되어야 하는 철도안전 문제의 하나이다.

탈선 안전성을 평가하는 척도로 1908년 나달(Nadal)이 제안한 탈선계수식과 1984년 바인스톡(Weinstock)이 제안한 탈선계수 등[5~7]이 있으나 실제 안전규정에서는 시험과 시뮬레이션 등으로 도출된 보수적인 한계탈선계수 값이 채용되고 있다.[8] 근래 전동차 등에 많이 적용되는 70˚ 이상 플렌지 차륜의 경우, 기존의 탈선계수(횡력/윤중)는 너무 큰 값이 되어 규정에서 제한하는 탈선계수 값과 큰 차이가 발생한다. 또 한계탈선계수에 영향을 미칠 것으로 판단되는 궤간, 차륜직경, 축상베어링 취부 위치 등 윤축 치수와 관련된 기계적 인자들이 다루어 지지 못하는 문제도 있다.

최근 철도차량의 고속화 추세와 더불어 측풍, 지진, 장애물 충돌, 궤도 이상 등 주행중 비정상 요인에 의한 탈선에 관심이 집중되고 있다. 이러한 조건에서의 탈선은 플렌지 타고오름 뿐만 아니라 플렌지 미끄러져 오름, 전복탈선, 이들 탈선유형의 복합적 형태 등 다양하게 발생할 수 있다. 또 이러한 복잡한 유형의 탈선에 영향을 미치는 기계적 인자들도, 기존의 플렌지 각, 접촉부 마찰계수뿐만 아니라 윤중감소/증가, 궤간, 차륜직경, 축상베어링 위치 등 다양한 영향인자들이 고려되어야 한다.

따라서 본 논문에서는 이러한 비정상 요인이 고려한 이론 탈선계수인 단일윤축 탈선계수를 도출하여 앞에서 언급한 복잡한 유형의 탈선 문제들에 대한 한계 탈선계수를 이론적으로 분석한다. 또한 단일윤축 탈선계수 이론모델에 의하면 횡력, 좌우 윤중, 궤간, 차륜직경, 축상베어링 위치와 차륜중심점 사이의 거리, 마찰계수, 플렌지각 등이 탈선에 영향을 미치는 인자들이므로, 이들의 값들을 철도 현실에 알맞게 변화시켜 가면서 탈선계수 영향인자들이 탈선에 미치는 영향에 대하여 분석하였다.

본 논문의 단일윤축 탈선계수 이론모델[9]은 최근 연구[10]된 바 있는 열차 충돌 후 탈선유형을 판단할 수 있는 단일윤축의 이론적 탈선모델을 바탕으로 도출되었으며, 동역학 시뮬레이션[11]을 통해 탈선계수 이론모델의 타당성을 입증하여 주행 중 탈선유형과 탈선거동을 예측하는 하나의 지표로 활용 수 있음을 보이려고 한다.

2. 단일윤축 탈선계수 이론모델

2.1 타고오름 유형 탈선의 탈선계수

철도차량이 주행 중 여러 가지 비정상 요인에 의해 발생하는 탈선유형은 크게 타고오름 유형 탈선과 미끄러져오름 유형 탈선으로 구분할 수 있다. 본 절에서는 타고오름 탈선 유형으로 열차의 차륜이 레일을 타고 오르는 상황을 표현하는 역학적 관계와 최근 연구된 단일윤축의 이론적 탈선모델[10]을 이용하여 이론적 타고오름 탈선계수를 도출한다.

Fig. 1은 타고오름 유형탈선의 자유 물체도를 나타내고 있는데 R_F,R_R,R_L등은 참고문헌[10]을 참조할 수 있다. 차륜과 레일이 접촉을 유지하며 주행하는 정상상태에 대하여 플렌지와 레일이 접촉하는 오른쪽 차륜에 대해 정적 평형방정식을 구하면 다음과 같다.

$$\sum F_H = Q - R_F\cos\alpha + \mu R_F\sin\alpha - \mu R_R = 0 \quad (1)$$

$$\sum F_V = P - R_F\sin\alpha - \mu R_F\cos\alpha - R_R = 0 \quad (2)$$

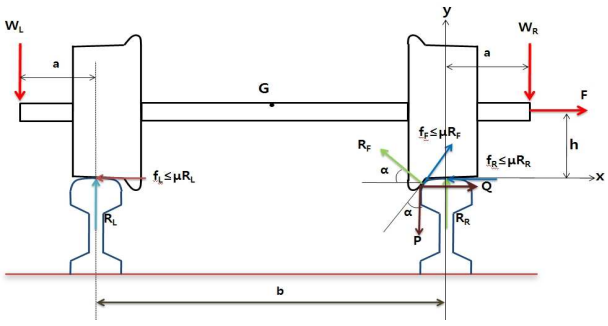

Fig. 1 Free body diagram of a wheelset for theoretical dynamic model(Climb-type)

식 (1), (2)를 정리하면 식 (3)과 같이 타고오름 탈선계수(Q/P)를 표현할 수 있다.

$$\frac{Q}{P}=\frac{R_F\cos\alpha-\mu R_F\sin\alpha+\mu R_R}{R_F\sin\alpha+\mu R_F\cos\alpha+R_R} \tag{3}$$

만약 차축 작용하중(W_L,W_R,F)을 알고 있는 경우면, 단일윤축의 이론적 탈선모델[10]에서 타고오름 탈선에 관한 다음의 식을 구할 수 있다.

$$R_R=(1+\gamma)W_R-\gamma W_L+\beta F-\frac{[F-\mu(W_L+W_R)](\sin\alpha+\mu\cos\alpha)}{\cos\alpha(1-\mu^2)-2\mu\sin\alpha} \tag{4}$$

$$R_F=\frac{F-\mu(W_L+W_R)}{\cos\alpha(1-\mu^2)-2\mu\sin\alpha} \tag{5}$$

여기서 $\beta=h/b,\ \gamma=a/b$이며 W_L, W_R에는 윤축의 자중이 포함된다. 식 (4)와(5)를 식 (3)에 대입하여 정리하면 식 (6)과 같이 차축작용 하중으로 표현된 타고오름 탈선계수가 도출된다.

$$\frac{Q}{P}=\frac{F(1+\mu\beta)-\mu W_L(1+\gamma)+\mu\gamma W_R}{W_R(1+\gamma)-\gamma W_L+\beta F} \tag{6}$$

만약 차축하중 작용 하중 대신에 차륜이나 레일의 실측 값(P_L,Q_L,P_R,Q_R)을 알고 있는 경우에는 Fig. 2와 같이 측정값을 적용한 타고오름탈선 자유물체도를 이용할 수 있다.

이때 측정값을 정적 평형방정식을 이용해 각 차륜에 대해 정리하면 다음과 같다.

$$Q_R=R_F\cos\alpha-\mu R_F\sin\alpha+\mu R_R \tag{7}$$

$$P_R=R_F\sin\alpha+\mu R_F\cos\alpha+R_R \tag{8}$$

$$P_L=R_L \tag{9}$$

정상상태는 플렌지와 레일이 접촉하는 경우와 접촉하지 않은 경우 등, 두 경우가 존재한다. 먼저 오른쪽 플렌지와 레일이 접촉하지 않는 경우의 R_F, R_R는 식 (7), (8)을 이용하여 식 (10), (11)과 같이 구해진다.

$$R_F=0 \tag{10}$$

$$R_R=P_R \tag{11}$$

오른쪽 플렌지와 레일이 접촉하는 경우의 R_F, R_R은 식 (12), (13)과 같다.

$$R_F=\frac{(Q_R-\mu P_R)}{(1-\mu^2)\cos\alpha-2\mu\sin\alpha}\geq 0 \tag{12}$$

$$R_R=\frac{(P_R-\mu Q_R)\cos\alpha-(Q_R+\mu P_R)\sin\alpha}{(1-\mu^2)\cos\alpha-2\mu\sin\alpha}\geq 0 \tag{13}$$

따라서 측정값(P_L,Q_L,P_R,Q_R)을 이용하여 R_F, R_R, R_L을 구할 수 있다. 일반적으로 플렌지와 레일이 접촉을 유지하면서 탈선이 발생하기 때문에 식 (12),(13)을 식 (3)에 대입하면 측정값으로 표현된 타고오름 탈선계수를 구할 수 있다.

2.2 미끄러져오름 유형 탈선의 탈선계수

차륜이 레일 위로 미끄러져 오르는 상황을 역학적인 관계로 표현하여, 최근 연구된 바[10] 있는 단일윤축 탈선모델에 적용하여 이론적 탈선계수를 도출한다. Fig. 3은 미끄러져오름 탈선유형 중 차륜 답면과 레일이 접촉을 유지하며 주행하는 정상상태의 자유물체도를 보여주고 있다. 이때 플렌지와 레일이 접촉하는 오른쪽 차륜에 대해 정적 평형방정식을 각 방향성분에 대하여 정리하면 다음과 같다.

$$\Sigma F_H=Q-R_F\cos\alpha-\mu R_F\sin\alpha-\mu R_R=0 \tag{14}$$

$$\Sigma F_V=P-R_F\sin\alpha+\mu R_F\cos\alpha-R_R=0 \tag{15}$$

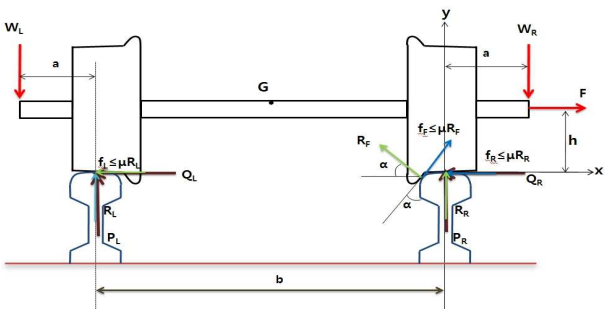

Fig. 2 Free body diagram of a wheelset for theoretical dynamic model using measured data(Climb-type)

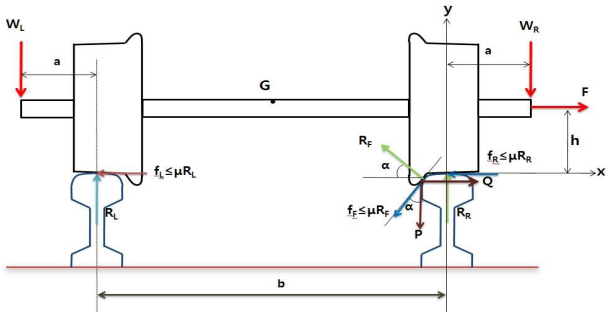

Fig. 3 Free body diagram of a wheelset for theoretical dynamic model(slip-type)

식 (14), (15)를 정리하면 식 (16)과 같이 미끄러져오름 탈선계수(Q/P)를 표현할 수 있다.

$$\frac{Q}{P}=\frac{R_F\cos\alpha+\mu R_F\sin\alpha+\mu R_R}{R_F\sin\alpha-\mu R_F\cos\alpha+R_R} \tag{16}$$

만약 차축 작용하중(W_L,W_R,F)을 알고 있는 경우면, 단일윤축의 이론적 탈선모델[10]에서 미끄러져오름 탈선에 관한 다음의 식을 알 수 있다.

$$R_R=(1+\gamma)W_R-\gamma W_L+\beta F-\frac{[F-\mu(W_L+W_R)](\sin\alpha-\mu\cos\alpha)}{\cos\alpha(1+\mu^2)} \tag{17}$$

$$R_F=\frac{F-\mu(W_L+W_R)}{\cos\alpha(1+\mu^2)} \tag{18}$$

식 (17),(18)을 식 (16)에 대입하여 정리하면 식 (19)와 같이 차축작용하중으로 펴현된 미끄러져오름 탈선계수를 도출할 수 있다.

$$\frac{Q}{P}=\frac{F(1+\mu\beta)-\mu W_L(1+\gamma)+\mu\gamma W_R}{W_R(1+\gamma)-\gamma W_L+\beta F} \tag{19}$$

만약 차축하중 작용 하중 대신에 차륜이나 레일의 실측 값(P_L,Q_L,P_R,Q_R)을 알고 있다면 Fig. 4와 같이 측정값을 적용한 타고오름 탈선 자유물체도를 이용할 수 있다. 이때 측정값을 적용하여 정적 평형방정식으로 정리하면 다음과 같다.

$$Q_R=R_F\cos\alpha+\mu R_F\sin\alpha+\mu R_R \tag{20}$$

$$P_R=R_F\sin\alpha-\mu R_F\cos\alpha+R_R \tag{21}$$

$$P_L=R_L \tag{22}$$

미끄러져오름의 정상상태를 플렌지와 레일이

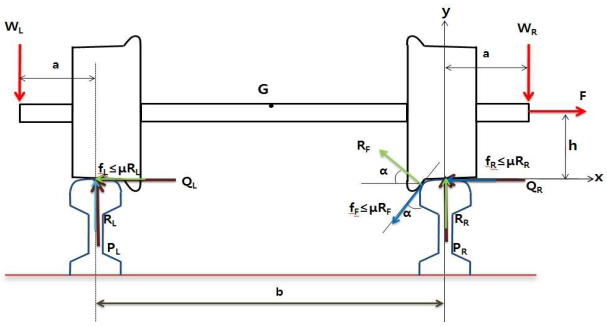

Fig. 4 Free body diagram of a wheelset for theoretical dynamic model by measured data (Slip-type)

접촉하는 경우와 접촉하지 않은 경우로 나눌 수 있다. 먼저 오른쪽 플렌지와 레일이 접촉하지 않는 경우의 R_F, R_R을 식 (20), (21)로부터 구하면 식 (23), (24)와 같다.

$$R_F=0 \tag{23}$$

$$R_R=P_R \tag{24}$$

오른쪽 플렌지와 레일이 접촉하는 경우의 R_F, R_R은 식 (25), (26)과 같다.

$$R_F=\frac{(Q_R-\mu P_R)}{(1+\mu^2)\cos\alpha}\geq 0 \tag{25}$$

$$R_R=\frac{(P_R+\mu Q_R)\cos\alpha-(Q_R-\mu P_R)\sin\alpha}{(1+\mu^2)\cos\alpha}\geq 0 \tag{26}$$

따라서 측정값(P_L,Q_L,P_R,Q_R)을 이용하여 R_F, R_R, R_L을 구할 수 있다. 일반적으로 플렌지와 레일이 접촉을 유지하면서 탈선이 발생하기 때문에 식 (25),(26)을 식 (19)에 대입하면 측정값으로 표현된 미끄러져오름 탈선계수를 구할 수 있다.

2.3 기존 탈선계수와 단일윤축 탈선계수의 비교

식 (27),(28)은 각각 타고오름 탈선에 대한 나달식과 바인스톡식이다. 또 식 (29)는 미끄러져오름 탈선에 대한 나달식을 나타낸다, 본 논문의 단일윤축 탈선계수를 나달식, 바인스톡식과 비교하여 어떠한 차이점을 갖는지 분석한다.

$$\frac{Q}{P}=\frac{\tan(90-\alpha)-\mu}{1+\mu\tan(90-\alpha)} \tag{27}$$

$$\frac{Q}{P}=\frac{\tan(90-\alpha)(1+\mu^2)}{1+\mu\tan(90-\alpha)} \tag{28}$$

$$\frac{Q}{P}=\frac{\tan(90-\alpha)+\mu}{1-\mu\tan(90-\alpha)} \tag{29}$$

윤중 증감이 없는 주행상태에서 Fig. 5와 같이 횡력을 충분히 부여하여 탈선을 발생시킨 후, 이때 발생하는 한계탈선계수를 제안한 단일윤축 탈선계수식으로 구하고, 식 (27)~(29)로 구한 기존 탈선계수값과 비교한다. 본 논문에서는 KTX 윤축 모델을 적용하여 축중은 166kN, 궤간거리는 1435mm, 차륜반경은 460mm, 축상베어링 위치와 차륜 중심점 사이의 거리는 254mm로 설정하였다.

Table 1 Theoretical derailment coefficients for the normal wheel loading under wheel climb conditions

Flange angle	μ	Nadal	Weinstock	Current study	
				Climb- up	Roll-over-C
60°	0.1	1.39	1.49	1.39	
	0.2	1.14	1.34	1.14	
	0.3	0.94	1.24	0.94	
	0.4	0.79	1.19	0.79	
65°	0.1	1.68	1.78		1.62
	0.2	1.36	1.56	1.36	
	0.3	1.12	1.42	1.12	
	0.4	0.94	1.34	0.94	
70°	0.1	2.08	2.18		1.62
	0.2	1.64	1.84		1.62
	0.3	1.34	1.64	1.34	
	0.4	1.12	1.52	1.12	

Table 2 Theoretical derailment coefficients for the normal wheel loading under wheel slip conditions

Flange angle	μ	Nadal	Current study
			Roll-over-L
60°	0.1	2.22	1.62
	0.2	2.96	1.62
	0.3	4.23	1.62
	0.4	6.94	1.62
65°	0.1	2.86	1.62
	0.2	4.11	1.62
	0.3	6.85	1.62
	0.4	17.89	1.62
70°	0.1	3.93	1.62
	0.2	6.54	1.62
	0.3	17.34	1.62
	0.4	-31.8	1.62

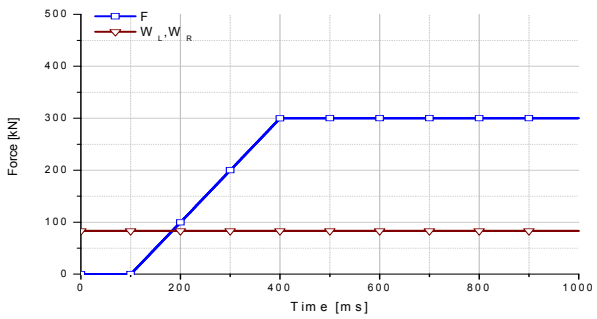

Fig. 5 Input data of F, W_L, W_R

Table 1은 정상윤중 상태에서 나달의 탈선계수, 바인스톡의 탈선계수, 단일윤축의 타고오름 탈선계수를 구하여 비교한 것이다. 대부분 Climb-up 탈선이 발생하며 이때 탈선계수는 나달 식과 같다. 그러나 플렌지각이 65°, 70° 이고 마찰계수가 적은 영역에서는 탈선계수가 1.62로 Roll-over-C 탈선(공격각이 양일 때 발생하는 레일-차륜플렌지의 양방향 마찰력이 적용된 전복탈선)이 발생하였다. Table 2는 단일윤축의 미끄러져오름 탈선계수를 구한 것이다. 미끄러져오름 탈선이 발생하면 탈선계수는 1.62로 일정하였고, 플렌지각과 마찰계수에 상관없이 Roll-over-L 탈선(공격각이 음일 때 발생하는 레일-차륜플렌지의 음방향 마찰력이 적용된 전복탈선)이 발생하였다.

3. 윤축의 기계적 인자들이 탈선에 미치는 영향

본 장에서는 윤축의 기계적 인자들 중 궤간, 차륜직경, 축상 베어링 위치와 차륜 중심점 사이의 거리 등을 변경하여 탈선에 미치는 영향에 대해 분석하였다. 각각의 인자들을 변경한 후, Fig. 5의 횡력과 윤중을 부여하여 탈선을 발생시키고, 마찰계수와 플렌지각 별로 한계탈선계수를 구하였다.

3.1 궤간에 따른 탈선계수

본 절에서는 궤간이 탈선에 미치는 영향에 대해 분석하였다. 현재 대표적으로 광궤는 러시아궤간(1520mm), 협궤는 케이프궤간 (1067mm)이 많이 사용되므로 현재표준궤간(1435mm)과 러시아궤간, 케이프궤간을 비교하였다.

Fig. 6~8은 궤간에 따른 한계탈선계수를 플렌지각별로 보여주고 있다. 나달식이나 바인스톡식은 궤간을 고려할 수 없으므로 각각 하나의 선도로 표시되지만 단일윤축 탈선계수는 궤간에 따라 각각 다른 선도로 표시된다. 케이프궤간이 가장 쉽게 탈선이 발생하고 러시아궤간이 가장 어렵게 탈선된다. 즉 궤간이 좁을수록 탈선이 쉽게 발생하였다(α=25°, μ=0.2 경우, 표준궤간을 기준으로 협궤는 최대 10.3% 차이). 또 플렌지 각이 클수록 마찰계수가 적을수록 궤간의 영향이 커진다 (α=20°, μ=0.1 경우, 표준궤간을 기준으로 최대 24.7% 차이).

3.2 차륜 직경에 따른 탈선계수

본 절에서는 차륜직경이 탈선에 미치는 영향을

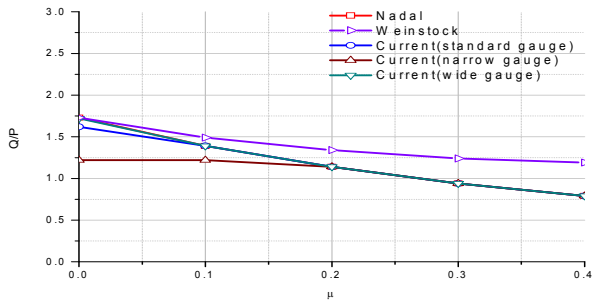

Fig. 6 Derailment coefficients according to wheel gauge (α=30°)

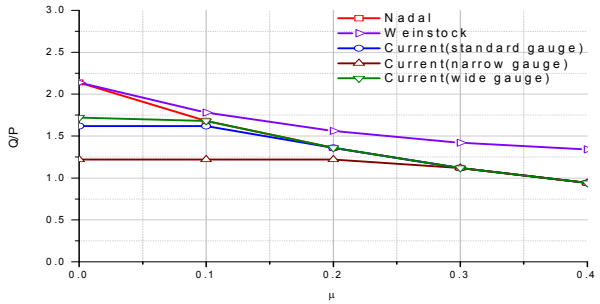

Fig. 7 Derailment coefficients according to wheel gauge (α=25°)

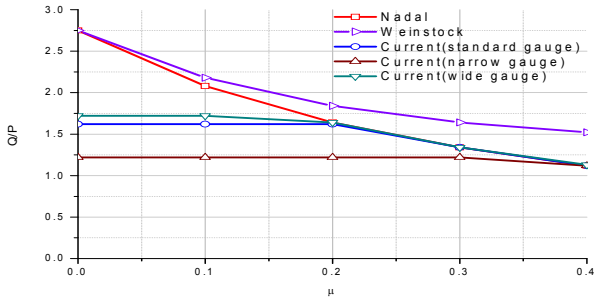

Fig. 8 Derailment coefficients according to wheel gauge (α=20°)

분석하였다. 본 논문에 사용된 모델은 KTX모델로서 차륜직경이 920mm이다. KTX 차륜직경은 70mm까지 삭정이 가능하기 때문에 70mm 삭정 후(850mm)와 삭정 전(920mm)을 비교하였다.

Table 3은 직경 920mm일 때의 한계탈선계수를 조건 별로 정리한 것이고, Table 4는 직경 850mm일 때를 정리한 것이다. Table 3,4를 비교하면 나달식이나 바인스톡식은 차륜직경을 고려할 수 없으므로 동일한 값이지만, 단일윤축탈선계수식의 경우 차륜직경이 클수록 탈선이 쉽게 발생한다.(α=25°, μ=0.1 경우, 삭정전후를 기준으로 최대 3.7% 차이). 또 플렌지 각이 클수록 마찰계수가 적을수록 차륜직경의 영향이 커지나

Table 3 Theoretical derailment coefficients according to the wheel diameter (No wheel tuning)

Flange angle	μ	Nadal	Weinstock	Current study	
				Climb- up	Roll-over-C
60°	0.1	1.39	1.49	1.39	
	0.2	1.14	1.34	1.14	
	0.3	0.94	1.24	0.94	
	0.4	0.79	1.19	0.79	
65°	0.1	1.68	1.78		1.62
	0.2	1.36	1.56	1.36	
	0.3	1.12	1.42	1.12	
	0.4	0.94	1.34	0.94	
70°	0.1	2.08	2.18		1.62
	0.2	1.64	1.84		1.62
	0.3	1.34	1.64	1.34	
	0.4	1.12	1.52	1.12	

Table 4 Theoretical derailment coefficients according to the wheel diameter (wheel tuning)

Flange angle	μ	Nadal	Weinstock	Current study	
				Climb- up	Roll-over-C
60°	0.1	1.39	1.49	1.39	
	0.2	1.14	1.34	1.14	
	0.3	0.94	1.24	0.94	
	0.4	0.79	1.19	0.79	
65°	0.1	1.68	1.78	1.68	
	0.2	1.36	1.56	1.36	
	0.3	1.12	1.42	1.12	
	0.4	0.94	1.34	0.94	
70°	0.1	2.08	2.18		1.76
	0.2	1.64	1.84	1.64	
	0.3	1.34	1.64	1.34	
	0.4	1.12	1.52	1.12	

(α=20°, μ=0.1 경우, 직경 920mm를 기준으로 최대 8% 차이), 대부분의 경우는 나달식과 유사한 값이었다.

3.3 축상베어링 위치와 차륜 중심점 사이의 거리에 따른 탈선계수

본 절에서는 축상베어링 위치와 차륜 중심점 사이의 거리 변화에 따른 탈선계수를 비교하였다. 이를 위해 KTX모델(254mm)과 HEMU-400X 모델(279mm), 고속화차[12] 모델(232mm)을 비교 분석하였다.

Fig. 9~11은 축상베어링 위치와 차륜중심점 사이의 거리에 따른 탈선계수를 플렌지각 별로 나타낸 것이다. 축상베어링 위치와 차륜 중심점 사이의 거리는 좌우 윤중 변화가 있어야 영향을 미치기 때문에 좌측 윤중을 50% 감소시켜 탈선계수를 구하였다. 이때 KTX 차륜직경은 신품일 경우 920mm이지만 차륜직경의 영향을 배제하기 위하여 HEMU-400X 및 고속화차 차륜직경과 동일한 860mm직경(삭정된 경우)을 적용하였다.

HEMU-400X 윤축이 가장 먼저 탈선이 발생하였으며, KTX 윤축, 고속화차 윤축 순으로 탈선이 발생하였다.[13] 따라서 축상베어링 위치와 차륜 중심점 사이의 거리가 길수록 탈선이 쉽게 발생한다. 즉 α=20°, μ=0.1 윤축의 경우, HEMU-400X 모델과 고속화차 모델은 4.2% 차이가 발생하였으며, 각각 KTX 모델과는 최대 2.1% 씩 차이가 발생하였다.

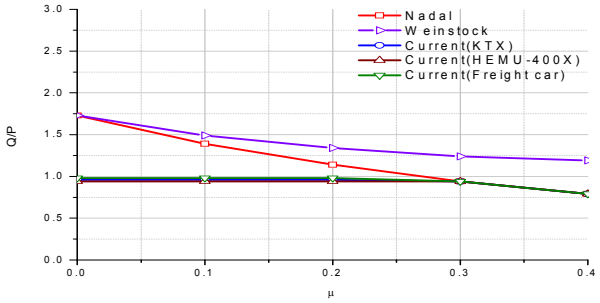

Fig. 9 Derailment coefficients according to the distance between axle bearing support and wheel center point (α=30°)

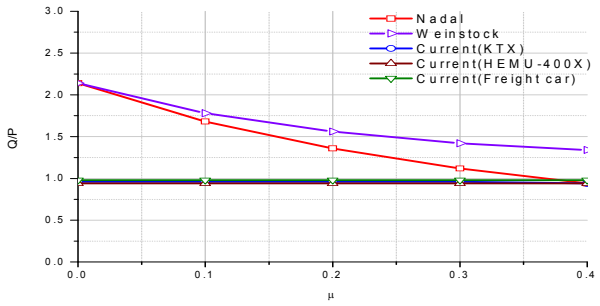

Fig. 10 Derailment coefficients according to the distance between axle bearing support and wheel center point (α=25°)

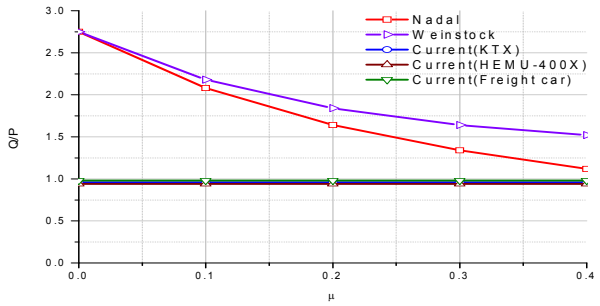

Fig. 11 Derailment coefficients according to the distance between axle bearing support and wheel center point (α=20°)

3.4 윤중 변화와 탈선계수 관계

3.4.1 좌측 또는 우측 윤중감소와 탈선계수관계

본 절에서는 단일윤축 탈선계수 이론모델을 이용하여 좌측 또는 우측 윤중을 50%감소시킨 후 탈선계수와 탈선거동을 구하여 윤중 감소를 고려할 수 없는 나달식이나 바인스톡식의 탈선계수 및 탈선거동과 비교분석 하였다.

(가) 좌측 윤중이 50%감소한 경우

좌측 윤중이 50%감소한 경우의 탈선계수와 탈선거동을 구하였다.

탈선이 발생하도록 Fig. 3과 같이 차축에 300kN까지 횡력을 가하여 탈선이 될 때의 단일윤축 탈선계수를 구하여 타고오름 탈선과 미끄러져오름 탈선에 대하여 정리하면 각각 Table 5,6과 같다. Table 5는 단일윤축이론의 타고오름 탈선계수식으로 구한 한계탈선계수와 탈선거동이다. α=30°, μ=0.4인 조건(Climb-up 탈선)을 제외

Table 5 Theoretical derailment coefficients for the 50% wheel unloading of W_L under wheel climb conditions

Flange angle	μ	Nadal	Weinstock	Current study	
				Climb- up	Roll-over-C
60°	0.1	1.39	1.49		0.9
	0.2	1.14	1.34		0.9
	0.3	0.94	1.24		0.9
	0.4	0.79	1.19	0.79	
65°	0.1	1.68	1.78		0.9
	0.2	1.36	1.56		0.9
	0.3	1.12	1.42		0.9
	0.4	0.94	1.34		0.9
70°	0.1	2.08	2.18		0.9
	0.2	1.64	1.84		0.9
	0.3	1.34	1.64		0.9
	0.4	1.12	1.52		0.9

Table 6 Derailment coefficients for the 50% wheel unloading of W_L under wheel slip conditions

Flange angle	μ	Nadal	Current study
			Roll-over-L
60°	0.1	2.22	0.9
	0.2	2.96	0.9
	0.3	4.23	0.9
	0.4	6.94	0.9
65°	0.1	2.86	0.9
	0.2	4.11	0.9
	0.3	6.85	0.9
	0.4	17.89	0.9
70°	0.1	3.93	0.9
	0.2	6.54	0.9
	0.3	17.34	0.9
	0.4	-31.8	0.9

한 모든 경우에 Roll-over-C탈선이 발생하였다. Table 6은 단일윤축이론의 미끄러져오름 탈선계수식으로 구한 탈선계수와 탈선거동이며, 모든 경우에 Roll-over-L 탈선이 발생하였다.

따라서 좌측윤중을 50%감소시킨 경우는 α=30°, μ=0.4인 경우만 한계탈선계수 0.79에서 Climb-up 탈선이 발생하며, 그 외 모든 경우는 한계탈선계수 0.9에서 Roll-over-C(or L) 탈선이 발생한다.

(나) 우측 윤중이 50%감소한 경우

우측 윤중이 50%감소한 경우의 탈선계수와 탈선거동을 구했다. 탈선을 유발하기 위하여 Fig. 3과 같이 300kN까지 횡력을 부여하여 탈선이 발생될 때의 단일윤축 탈선계수를 타고오름 탈선과 미끄러져오름 탈선에 대하여 정리하면 각각 Table 7,8과 같다.

Table 7은 타고오름에 대한 탈선계수와 탈선유형을 정리한 것으로 모든 조건에서 Climb-up 탈선이 발생하고 한계탈선계수 값은 나달의 경우와 같다. Table 8은 미끄러져오름에 대한 한계탈선계수와 탈선거동을 정리한 것으로 α=30°, μ=0.1 조건(한계탈선계수 2.22에서 slip-up 탈선)을 제외한 모든 경우에 Roll-over-L탈선이 발생하고 이때 한계탈선계수는 2.35로 일정하였다.

3.4.2 좌측 또는 우측 윤중 감소를 동시에 고려한 탈선계수

앞 절에서 좌측 또는 우측 윤중을 50%감소시

Table 7 Theoretical derailment coefficients for the 50% wheel unloading of W_R under wheel climb conditions

Flange angle	μ	Nadal	Weinstock	Current study
				Climb- up
60°	0.1	1.39	1.49	1.39
	0.2	1.14	1.34	1.14
	0.3	0.94	1.24	0.94
	0.4	0.79	1.19	0.79
65°	0.1	1.68	1.78	1.68
	0.2	1.36	1.56	1.36
	0.3	1.12	1.42	1.12
	0.4	0.94	1.34	0.94
70°	0.1	2.08	2.18	2.08
	0.2	1.64	1.84	1.64
	0.3	1.34	1.64	1.34
	0.4	1.12	1.52	1.12

Table 8 Theoretical derailment coefficients for the 50% wheel unloading of W_R under wheel slip conditions

Flange angle	μ	Nadal	Current study	
			Slip-up	Roll-over-L
60°	0.1	2.22	2.22	
	0.2	2.96		2.35
	0.3	4.23		2.35
	0.4	6.94		2.35
65°	0.1	2.86		2.35
	0.2	4.11		2.35
	0.3	6.85		2.35
	0.4	17.89		2.35
70°	0.1	3.93		2.35
	0.2	6.54		2.35
	0.3	17.34		2.35
	0.4	-31.8		2.35

킬 경우, 각각의 조건마다 탈선유형과 탈선계수가 다르게 구해졌다. 만약 충분한 탈선진행 시간이나 거리가 보장된다면 가장 낮은 탈선계수를 가진 탈선유형이 발생할 것이므로 좌측 또는 우측 윤중이 감소되는 각각의 조건 별로 가장 낮은 탈선유형의 탈선계수만 취합하여 국내 탈선규정값 0.8과 비교하였다.

Fig. 12~14는 좌측 또는 우측 윤중을 0%, 50%, 60% 감소시킨 후, 가장 낮은 탈선계수를 플렌지

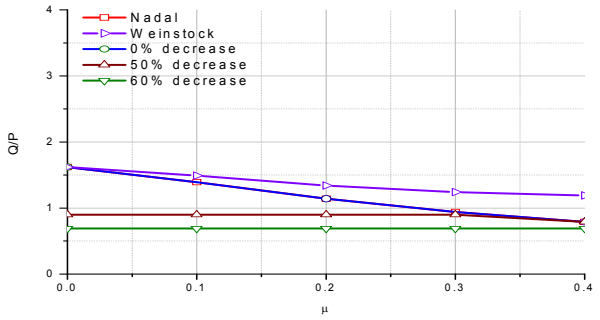

Fig. 12 Derailment coefficients by the wheel unloading (α=30 °)

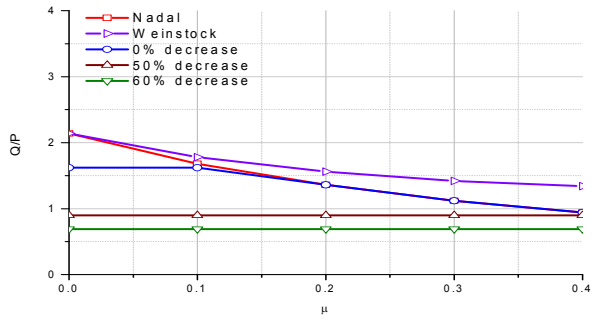

Fig. 13 Derailment coefficients by the wheel unloading (α=25 °)

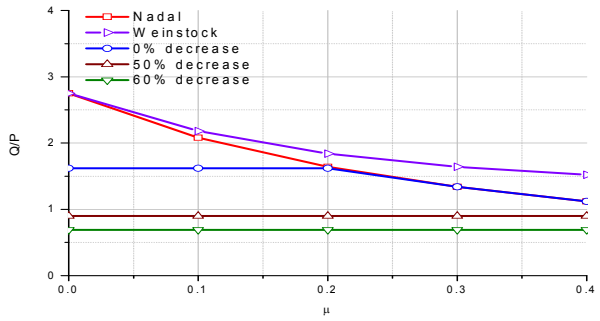

Fig. 14 Derailment coefficients by the wheel unloading (α=20 °)

각별로 나타낸 것이다. 윤중을 60% 감소시킨 경우에는 한계탈선계수가 0.69로 국내규정 값 0.8을 만족하지 못하지만 윤중을 50% 감소시킨 경우에는 한계탈선계수가 0.9로 규정 값 0.8을 만족한다. 따라서 국내 규정의 탈선계수 값 0.8을 만족시키려면 윤중 감소율은 50%까지만 허용해야 한다는 사실을 이론적으로 설명할 수 있다.

3.4.3 좌우 윤중 증감을 동시에 고려한 탈선계수

열차는 주행 중 측풍, 곡선부 주행, 궤도틀림 등 여러 가지 요인에 의해 한 쪽 윤중만 감소되는 경우도 있지만 한쪽이 증가하고 반대쪽은 감소하는 경우도 발생하게 된다. 따라서 본 절에서는 윤중의 증가와 감소가 동시에 발생하는 경우에 대하여 한계탈선계수를 구하여 국내 탈선계수 규정 값과 비교한다.

Table 9 Derailment coefficients due to wheel loading variations at the right and left wheels

Flange angle	μ	Nadal	0% wheel loading variations	35% wheel loading variations	40% wheel loading variations	50% wheel loading variations
60°	0.1	1.39	1.39	0.86	0.75	0.53
	0.2	1.14	1.14	0.86	0.75	0.53
	0.3	0.94	0.94	0.86	0.75	0.53
	0.4	0.79	0.79	0.86	0.75	0.53
65°	0.1	1.68	1.68	0.86	0.75	0.53
	0.2	1.36	1.36	0.86	0.75	0.53
	0.3	1.12	1.12	0.86	0.75	0.53
	0.4	0.94	0.94	0.86	0.75	0.53
70°	0.1	2.08	2.08	0.86	0.75	0.53
	0.2	1.64	1.64	0.86	0.75	0.53
	0.3	1.34	1.34	0.86	0.75	0.53
	0.4	1.12	1.12	0.86	0.75	0.53

Table 9는 앞 절과 같은 방법으로 윤중 증감을 동시에 고려했을 때 발생하는 다양한 유형의 탈선계수 중, 가장 낮은 탈선계수를 정리하여 나타내었다. 윤중 감소만 고려하면 윤중 감소량 50%에서 국내 탈선계수 규정값 0.8을 만족하지만, 윤중의 증감을 동시에 고려하면 한계탈선계수는 0.53으로 0.8을 만족하지 못한다. 따라서 윤중 증감을 동시에 고려할 경우에는 Table 9를 참조하여 윤중 증감을 35%까지만 허용해야 국내 탈선계수 규정 값 0.8을 만족시킬 수 있다.

4. 동역학 시뮬레이션을 이용한 단일윤축 탈선계수 이론 검증

앞에서 적용한 단일윤축 탈선계수 이론모델의 타당성을 검증하기 위해 Function bay사의 동역학 해석프로그램인 Recurdyn으로 단일윤축 동역학 모델을 시뮬레이션 하였다. 앞에서 사용한 다양한 탈선조건 중 좌우 윤중이 각각 50% 감소한 경우에 대해 검증을 실시한다. 탈선이 발생하기 전에 차륜과 레일 사이에 충분한 구름접촉을 발생하도록 초기속도 30km/h로 윤축을 구르게 한 후, 좌우 윤중값과 횡력을 입력하여 시뮬레이션 하였다. 본 논문에서는 KTX 차륜 프로파일로 XP_55고속차량 기본 프로파일을 단순화한 1/20 답면을 사용하였고, 그리고

UIC_60레일을 사용하였습니다.

4.1 좌측 윤중이 50% 감소한 경우

Fig. 15는 좌측 윤중이 50% 감소되고, α=20°, μ=0.3인 조건의 시뮬레이션 결과이다. 참고문헌 10의 탈선판별식으로 판단하면 220.5ms까지 정상상태(R_R>0, R_L>0, $R_F \geq 0$)를 유지하다가 220.5ms 이후부터 Roll-over-C(또는 -L) 탈선(θ<0, R_R>0, R_F>0)이 일어난 것을 알 수 있고, Fig. 16에서 Roll-over-C(또는 -L) 탈선거동이 발생한 것을 그림으로 확인할 수 있다. 이때 구해진 탈선계수는 0.94로 Fig. 17에서 확인할 수 있다. 또 Fig. 18의 마찰력방향을 보면 처음에는 Roll-over-C 탈선이, 나중에는 Roll-over-L 탈선으로 진행되었음을 알 수 있다. 이 결과는 같은 조건에서 이론적으로 예측한 결과와 잘 일치한다.

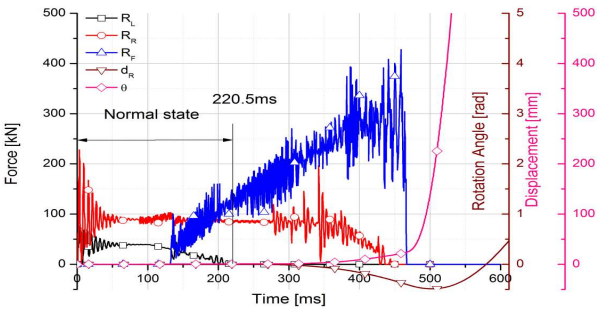

Fig. 15 Result of Recurdyn (α=20°, μ=0.3)

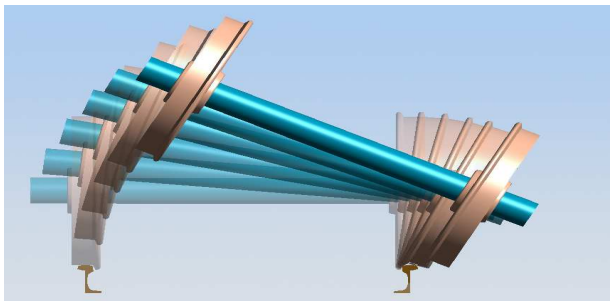

Fig. 16 Derailment behavior of Recurdyn (α=20°, μ=0.3)

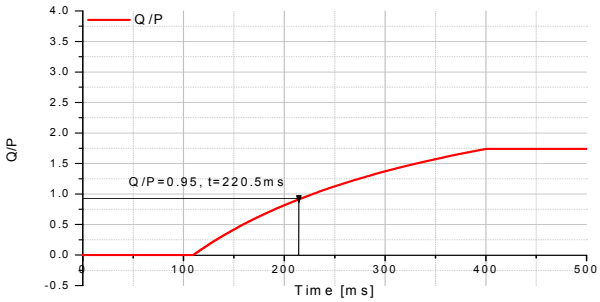

Fig. 17 Derailment coefficients of Recurdyn (α=20°, μ=0.3)

Table 10은 좌측 윤중이 50% 감소한 경우의 조건별 시뮬레이션 결과를 이론식 결과와 비교하여 나타내었다. 최대 오차율이 6.3%로 이론식 결과와 시뮬레이션 결과가 상당히 일치하였다. 그러나 시뮬레이션에서는 차륜-레일 접촉점 수와 위치가 1점 또는 2점 등으로 변하게 되지만, Fig. 1,3의 자유물체도에서는 차륜-레일 접촉부위를 통상접촉점(nominal contact point)으로 단순화하여 모멘트식을 구하기 때문에 약간의 오차 요인이 있다.

4.2 우측 윤중이 50% 감소한 경우

타고오름 탈선(Climb-up)은 윤축의 공격각이 일정 수준(10mrad) 이상인 경우에 잘 발생하며 나달 식의 탈선계수를 잘 추종한다.[7] 우측 윤중이 50% 감소하면 Table 7에서 타고오름 탈선(Climb-up)이 발생하므로 타고오름 탈선을 모사하기 위해서 적절한 수준의 공격각(20mrad)을 입력하여 시뮬레이션 하였고, 공격각을 부여하면 차축하중 외 추가적인 접촉

Table 10 Derailment coefficients for 50% wheel unloading of W_L

Flange angle	μ	Theoretical results		Simulations results		Relative errors
		Climb-up	Roll-over-C	Climb-up	Roll-over-C	
60°	0.1		0.9		0.93	3.2%
	0.2		0.9		0.96	6.3%
	0.3		0.9		0.94	4.5%
	0.4	0.79		0.79		0%
65°	0.1		0.9		0.91	1.1%
	0.2		0.9		0.92	2.2%
	0.3		0.9		0.94	4.3%
	0.4		0.9		0.92	2.2%
70°	0.1		0.9		0.91	1.1%
	0.2		0.9		0.91	1.1%
	0.3		0.9		0.95	5.3%
	0.4		0.9		0.95	5.3%

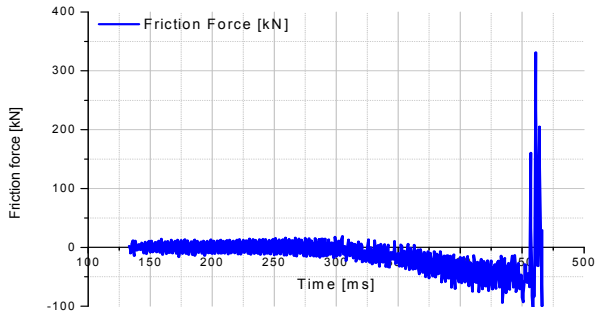

Fig. 18 Friction force of Recurdyn (α=20°, μ=0.3)

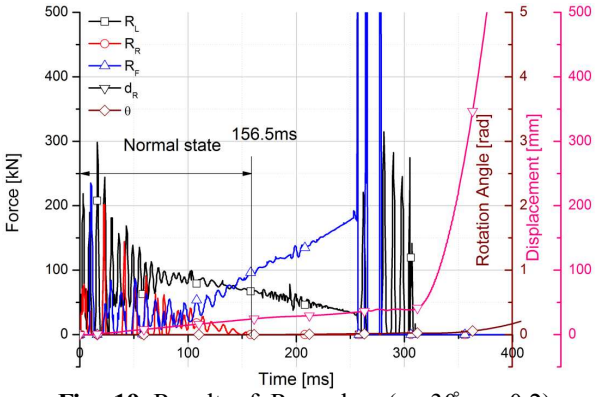

Fig. 19 Result of Recurdyn (α=30°, μ=0.2)

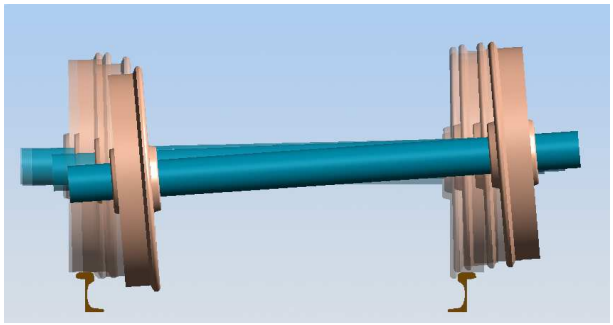

Fig. 20 Derailment behavior of Recurdyn (α=30°, μ=0.2)

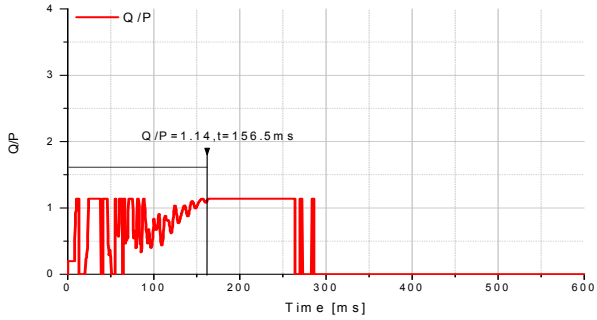

Fig. 21 Derailment coefficients of Recurdyn (α=30°, μ=0.2)

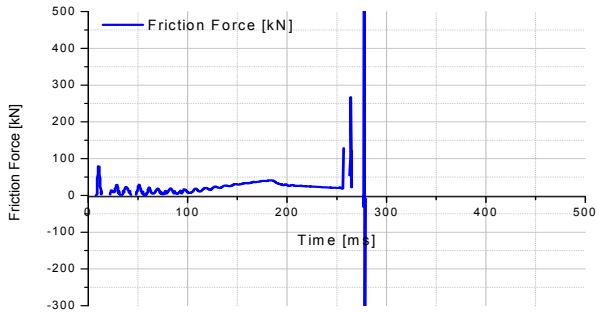

Fig. 22 Friction force of Recurdyn (α=30°, μ=0.2)

횡력이 발생하기 때문에 탈선계수 식 (3)을 이용하였다.

Table 11 Derailment coefficients for 50% wheel unloading of W_R

Flange angle	μ	Theoretical results	Simulations results	Relative errors
		Climb-up	Climb-up	
60°	0.1	1.39	1.39	0%
	0.2	1.14	1.14	0%
	0.3	0.94	0.94	0%
	0.4	0.79	0.79	0%
65°	0.1	1.68	1.68	0%
	0.2	1.36	1.36	0%
	0.3	1.12	1.12	0%
	0.4	0.94	0.94	0%
70°	0.1	2.08	2.08	0%
	0.2	1.64	1.64	0%
	0.3	1.34	1.34	0%
	0.4	1.12	1.12	0%

Fig. 19는 우측 윤중이 50% 감소하고 α=30°, μ=0.2인 조건의 시뮬레이션 결과를 보여준다. 참고문헌10의 탈선판별식을 참고하면 156.5ms까지 정상상태를 유지하다가 156.5ms 이후부터 Climb-up 탈선이 발생한다. Fig. 20에서 Climb-up 탈선 거동이 발생한 것을 확인 할 수 있다. 이때 구해진 탈선계수가 1.14인 것을 Fig. 21에서 확인할 수 있고, Fig 22에서 마찰력 방향이 양의 방향이므로 Climb-up탈선이 발생한 것을 알 수 있다. 이것은 같은 조건에서 이론적으로 예측한 결과와 잘 일치한다.

Table 11은 우측 윤중이 50% 감소한 경우의 조건별 시뮬레이션 결과를 이론식 결과와 비교한 것이다. 오차율이 0%로 이론식과 시뮬레이션 결과가 잘 일치한다.

5. 결 론

본 논문에서는 단일윤축에 대한 타고오름 탈선계수 및 미끄러져오름 탈선계수의 이론모델을 도출하고, 단일윤축의 탈선에 영향을 미치는 기계적 인자와 탈선계수(Q/P)와의 관계를 분석하여 다음과 같은 결과를 얻었다.

(1) 본 논문의 단일윤축 탈선계수식은 나달식 등 기존의 탈선계수에서 고려할 수 없는 궤간, 차륜 반경, 좌우윤중 증감, 축상베어링 위치와 차륜 중심점 사이의 거리 등 탈선에 영향을 미치

는 윤축의 기계적 인자들을 고려하여 탈선현상을 분석할 수 있다.

(2) 표준궤간과 비교하여 케이프궤간은 쉽게 탈선되고 러시아궤간은 어렵게 탈선된다. 즉 궤간이 좁을수록 탈선이 쉽게 발생하였다(α=25°, μ=0.2 경우, 표준궤간을 기준으로 협궤는 최대 10.3% 차이). 또 플렌지 각이 클수록 마찰계수가 적을수록 궤간이 탈선계수에 더 큰 영향을 미친다(α=20°, μ=0.1경우, 표준궤간을 기준으로 최대24.7% 차이).

(3) 차륜직경은 클수록 탈선이 쉽게 발생한다(α=25°, μ=0.1 경우, 삭정 전후를 기준으로 최대 3.7% 차이). 또 플렌지 각이 클수록 마찰계수가 적을수록 차륜직경이 탈선계수에 더 큰 영향을 미친다(α=20°, μ=0.1 경우, 직경 920mm를 기준으로 최대 8% 차이).

(4) 축상베어링 위치와 차륜 중심점 사이의 거리가 길수록 탈선이 쉽게 발생한다. 즉 α=20°,μ=0.1인 윤축의 경우, HEMU-400X 모델(279mm)과 고속화차 모델(232mm)은 4.2% 차이가 발생하였으며, 각각 KTX 모델(254mm)과는 최대 2.1% 씩 차이가 발생하였다.

(5) 윤중이 50% 감소하면 국내 탈선계수 규정값 0.8을 만족하지만 좌우 윤중의 증감을 동시에 고려하면 윤중증감을 35%까지만 허용해야 탈선계수가 0.8을 만족한다. 좌우 윤중 증감을 동시에 50%까지 허용하면 탈선계수는 0.53까지만 허용되어야 한다.

(6) 본 단일윤축 탈선계수 이론모델을 Recurdyn 동역학 시뮬레이션을 통해 검증한 결과, 최대 오차율 6.3%로 잘 일치하였다.

후 기

이 논문은 2013년도 정부(교육과학기술부)의 재원으로 한국연구재단의 기초연구사업 지원을 받아 수행된 것임(No.2012R1A1A2007030).

참고문헌

(1) AEIF, 2008, The Technical Specification for Interoperability Relation to the Rolling Stock Subsystem of the Trans-European High-Speed Rail System, TSI.

(2) Zeng, J. and Wu, P., 2008, “Study on the Wheel/Rail Interaction and Derailment Safety," *Wear*, Vol.265, No.9-10, pp.1452~1459.

(3) Yang, Y. B. and Wu, Y. S., 2002, "Dynamic Stability of Trains Moving over Bridges Shaken by Earthquakes," *Journal of Sound and Vibration*, Vol. 258, No. 1, pp. 65~94

(4) Cho, H. J. and Koo, J. S., 2012, "A Numerical Study of the Derailment Caused by Collision of a Rail Vehicle Using a Virtual Testing Model," *Vehicle System Dynamics*, Vol. 50, No. 1, pp. 79~108

(5) Profillidis, V. A., 2006, "Railway Management and Engineering(3rd ed.)," Ashgate, Vermont, pp. 283~288.

(6) Shabana, A. A., Zaazaa K. E. and Sugiyama H., 2007, "Railroad Vehicle Dynamics," CRC Press, New York, pp. 6~20.

(7) Iwnicki, S., 2006, "Handbook of Railway Vehicle Dynamics," CRC Press, New York, pp. 210~217.

(8) UIC code 518 OR, 2009, “Testing and Approval of Railway Vehicles from the Point of View of Their Dynamic Behaviour-Safety-Track Fatigue Running Behavior.”

(9) Koo, J. S. and Oh, H. S., 2013, “A Study of Influence of Wheel Unloading on Derailment Coefficient of Rolling Stock,” *Trans. Korean Soc. Mech. Eng. A*, Vol. 37, No. 2 (in print).

(10) Koo, J. S. and Choi, S. Y., 2012, "Theoretical Development of a Simplified Wheelset Model to Evaluate Collision-Induced Derailments of Rolling Stock," *Journal of Sound and Vibration*, Vol. 331, No. 13, pp. 3172~3198.

(11) Functionbay, Recurdyn, www.functionbay.com

(12) Lee, S. I. and Choi, Y. S., 2001, “Running Safety of High Speed Freight Bogie,” *Journal of the Korean Society for Railway*, Vol 4, No 3, pp. 80~86.

(13) Oh, H. S. and Koo, J. S., 2013, "A Study on Mechanical Parameters Influencing Derailment of a Wheelset," Mater's Thesis, Seoul National University of Science and Technology.