

<학술논문>

DOI <http://dx.doi.org/10.3795/KSME-A.2014.38.7.699>

ISSN 1226-4873(Print)
2288-5226(Online)

차륜-레일의 동적효과를 고려한 측풍 원인 탈선 예측방법 연구

김명수* · 구정서*†

* 서울과학기술대학교 철도차량시스템공학과

A Study on Prediction Method of Derailment Behaviors due to Cross-wind Considering Dynamic Effects of Wheel-rail Interaction

Myung Su Kim* and Jeong Seo Koo*†

* Dept. of Rolling Stock System, Seoul Nat'l Univ. of Science and Technology

(Received August 12, 2013 ; Revised May 13, 2014 ; Accepted May 14, 2014)

Key Words: Wheel Load(윤중), Wheel Unloading(윤중감소), Single Wheelset(단일윤축), Cross-Wind(측풍), Wheel-climbing Derailment(차륜 타고오름 탈선), Roll-over Derailment(전복 탈선)

초록: 본 논문에서는 단일윤축 탈선이론을 적용하여 측풍 조건에서 주행 중인 철도차량의 탈선을 예측하는 방법을 제시하였다. 기존 연구에서는 측풍에 의한 탈선은 모두 전복탈선이라고 가정하여 탈선 예측 이론을 개발하였다. 그러나 이러한 가정은 특수한 주행조건하에서 차륜 타고오름 탈선의 가능성을 무시하고 있다. 또 기존의 측풍 탈선 이론은 주행 중 발생하는 차륜-궤도 사이의 마찰력, 동적상호작용과 같은 주행조건이 탈선에 미치는 영향을 고려할 수 없었다. 본 논문의 방법은 차륜-궤도 사이의 동적 영향, 횡가속도 및 캔트 영향, 측풍 영향 등을 동시에 고려할 수 있었다. 본 이론의 결과를 기존 이론 및 시뮬레이션 결과와 비교하여 타당성을 검증하였다.

Abstract: This paper proposes a new method for predicting the derailment of a running train under cross-wind conditions, using the single wheelset derailment theory. The conventional theories used for predicting the derailment due to cross-winds were developed under the assumption that derailment will always be of the roll-over type, thus neglecting other possible types such as wheel-climbing, which may occur under special driving conditions. In addition, these theories do not consider running conditions such as dynamic wheel-rail interactions and friction effects. The new method considers the effects of dynamic wheel-rail interaction as well as those of lateral acceleration, rail cant, and cross-winds. The results of this method were compared and verified with those of the conventional methods and numerical simulations.

- 기호설명 -

a	: 서스펜션 지지점과 휠 중심점 사이 거리(m)	r	: 차륜반경(m)
b	: 차륜-레일 통상 접촉점사이 거리(m)	u	: 측풍 풍속(m/s)
c	: 캔트 량(m)	v	: 철도차량의 주행속도(m/s)
d	: H_w^* 와 H^* 사이의 거리(m)	θ	: 차체의 회전각도(rad)
e	: 윤축길이의 1/2(m)	ρ	: 공기밀도(kg/m ³)
g	: 중력가속도(m/s ²)	Φ	: 캔트각(rad)
k_H	: 1차 현가의 횡방향 스프링상수(N/m)	C_Y	: 횡풍에 대한 차체 저항계수
k_V	: 1차 현가의 종방향 스프링상수(N/m)	F	: 윤축에 작용하는 전체 횡력
		F_W^*	: 측풍에 의한 횡력의 1차축 상당량 (kN)
		F^*	: 측풍이 없는 주행 중 차륜-궤도 동적효과로 발생하는 Q/P의 상당 차축 횡력(kN)
		F_{LH}	: 좌측 현가장치의 수평하중(kN)

† Corresponding Author, koojs@seoultech.ac.kr

- F_{LV} : 좌측 현가장치의 수직하중(kN)
- F_{RH} : 우측 현가장치의 수평하중(kN)
- F_{RV} : 우측 현가장치의 수직하중(kN)
- H^* : 레일 상면기준의 차량무게중심 유효높이(m)
- H_W^* : 레일 상면기준의 풍압중심유효높이(m)
- R : 곡선반경(m)
- R_F : 플랜지와 레일의 접촉력(kN)
- R_L : 좌측답면과 레일의 접촉력(kN)
- R_R : 우측답면과 레일의 접촉력(kN)
- S : 차체측면 면적(m²)
- W : 차체 무게(kN)
- W_L : 좌측윤중(kN)
- W_R : 우측윤중(kN)
- W^* : 차체무게의 1차축 상당량 (kN)

1. 서론

철도차량은 대표적인 대량 운송수단이다. 철도차량은 한 번의 사고로 큰 인명 피해와 재산 피해가 발생할 수 있기에 그동안 철도차량의 안전에 대해서 많은 연구들이 수행되어 왔다.⁽¹⁻⁴⁾

그러나 최근에 철도차량이 고속화됨에 따라 주행 중 철도차량의 탈선 위험성이 커지고 있다. 특히 가속되는 지구 온난화로 인한 기후변화 때문에 그동안 소홀히 했던 바람의 영향이 부각되고 있다. 국내에서는 아직 강풍이나 태풍의 영향으로 인한 철도차량의 탈선사고의 사례가 별로 없었지만, 해외에서는 강풍에 의해 발생하는 철도차량 탈선사고 사례가 다수 보고 되고 있다.⁽⁵⁾

국내에서도 철도 궤도가 교량과 개활지에 많이 건설되어 바람의 영향이 크게 작용할 수 있다. 국내 철도운영기관에서는 한계풍속을 정하여 운행제한 규정으로 사용하고 있으나 그 한계 풍속 값들은 차량의 단순전복을 기준으로 하여 도출한 한계풍속 값들과 비교하면 차이가 많다.

본 논문에서는 측풍에 의하여 발생하는 탈선 유형이 기존 연구들⁽⁵⁻⁷⁾에서 제시한 것같이 전복탈선 유형만 발생하는지, 운영규정의 한계풍속과 단순전복 이론의 값이 왜 다른지, 주행 중 차륜-레일에 발생하는 동역학적 탈선효과는 영향을 미치지 않는지 등을 알기 위하여, 최근 개발된 단일윤축 탈선 이론식^(8,9)을 이용하여 측풍에 의한 탈선거동을 분석하였다. 단일 윤축탈선 이론식은 나달의 타고오름 탈선뿐만 아니라 전복탈선과 이들의 복합유형 탈선도

예측할 수 있다.⁽⁸⁾

즉 기존의 측풍에 의한 탈선 이론은⁽⁵⁻⁷⁾ 차량이 단순 전복되는 조건으로 탈선 이론식을 구하였으므로 주행 중 발생하는 차륜-궤도 사이의 마찰과 동적 효과에 의한 탈선 영향을 고려할 수 없었다. 본 논문에서는 측풍이 없는 정상주행 중 차륜-궤도 사이에 발생하는 기본 탈선계수 영향, 곡선궤도 주행시 발생하는 횡가속도 및 켄트 영향, 측풍에 의한 탈선 영향 등을 종합적으로 고려할 수 있는 새로운 탈선 이론을 제시하고 기존 이론과 비교하여 타당성을 평가하였다.

2. 측풍에 의한 탈선 이론모델

본 논문에서는 철도차량이 측풍의 영향을 받았을 경우 발생하는 좌우 윤중변화와 횡력이 탈선 거동에 어떠한 영향을 미치는지와 이때의 탈선 한계풍속에 대해 분석하였다.

2.1 직선궤도에서 일정 풍속 측풍이 차축에 미치는 부하

Fig. 1은 직선궤도에서 측풍이 일정한 풍속으로 부는 경우, 차량의 네 윤축 중 한 윤축에 대한 차체의 자유물체도⁽⁶⁾이다. 위 그림을 이용하여 정적 평형방정식을 세우면 다음과 같다.

$$\sum F_x = F_W^* - F_{RH} - F_{LH} = 0 \tag{1}$$

$$\sum F_y = W^* - F_{RV} - F_{LV} = 0 \tag{2}$$

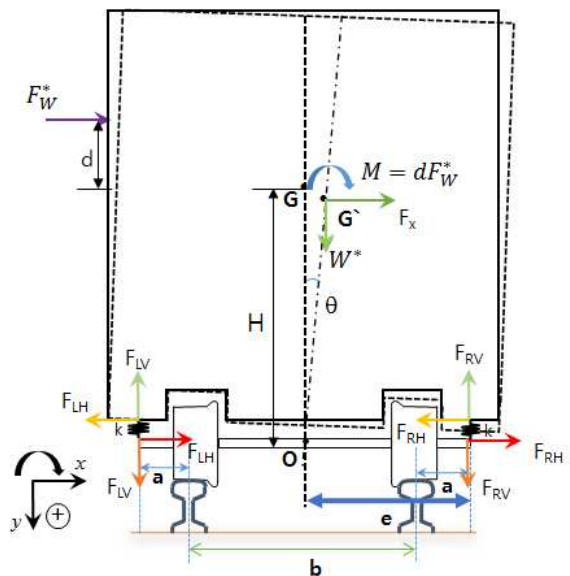


Fig. 1 Free body diagram of the railway vehicle affected by cross-wind (on straight track)

$$\sum M_G = (H\cos\theta + e\sin\theta)F_{RH} + (H\cos\theta - e\sin\theta)F_{LH} - (e\cos\theta - H\sin\theta)F_{RV} + (e\cos\theta + H\sin\theta)F_{LV} + M = 0 \quad (3)$$

여기서 H 는 차축기준으로 표시된 유효차량중심높이($H=H^*-r$)이며, 한 윤축 상당 풍력 F_W^* 는 다음과 같이 정의된다.^(5,7)

$$F_W^* = \frac{S}{4} \left[\frac{1}{2} \rho u^2 C_Y \right] \quad (4)$$

식(1)-(3)에서 θ 를 미소각으로 가정하고, θ 와 F_{RV} , F_{LV} 에 대하여 정리하면 다음과 같다.

$$\theta = \frac{M - F_W^* H}{HW + 2k_V e^2} \quad (5)$$

$$F_{LV} = \frac{W^*}{2} + k_V e \left(\frac{M - F_W^* H}{HW + 2k_V e^2} \right) \quad (6)$$

$$F_{RV} = \frac{W^*}{2} - k_V e \left(\frac{M - F_W^* H}{HW + 2k_V e^2} \right) \quad (7)$$

$$F_{RH} = F_{LH} = \frac{F_W^*}{2} \quad (8)$$

2.2 곡선궤도에서 일정 풍속 측풍이 차축에 미치는 부하

Fig. 2는 곡선궤도에서 측풍이 일정한 풍속으로 부는 경우, 차량의 네 윤축 중 한 윤축의 차체에 대한 자유물체도이다. 위 그림을 이용하여 정적 평형방정식을 세우면 다음과 같다.

$$\sum F_x = F_W^* + \frac{W^* v^2}{Rg} \cos\Phi - W^* \sin\Phi - F_{RH} - F_{LH} = 0 \quad (9)$$

$$\sum F_y = W^* \cos\Phi + \frac{W^* v^2}{Rg} \sin\Phi - F_{RV} - F_{LV} = 0 \quad (10)$$

$$\sum M_G = (H\cos\theta + e\sin\theta)F_{RH} + (H\cos\theta - e\sin\theta)F_{LH} - (e\cos\theta - H\sin\theta)F_{RV} + (e\cos\theta + H\sin\theta)F_{LV} + M = 0 \quad (11)$$

위 식을 미소각 θ 와 F_{RV} , F_{LV} 에 대하여 정리하면 다음과 같다.

$$\theta = \frac{-H(F_W^* + \frac{W^* v^2}{Rg} \cos\Phi - W^* \sin\Phi) - dF_W^*}{(HW^* \cos\Phi - 2e^2 k_V + \frac{HW^* v^2 \sin\Phi}{Rg})} \quad (12)$$

$$F_{LV} = -k_V \left[\frac{W^* \cos\Phi + \frac{W^* v^2 \sin\Phi}{2k_V Rg}}{-e \left(\frac{-H(F_W^* + \frac{W^* v^2}{Rg} \cos\Phi - W^* \sin\Phi) - dF_W^*}{(HW^* \cos\Phi - 2e^2 k_V + \frac{HW^* v^2 \sin\Phi}{Rg})} \right)} \right] \quad (13)$$

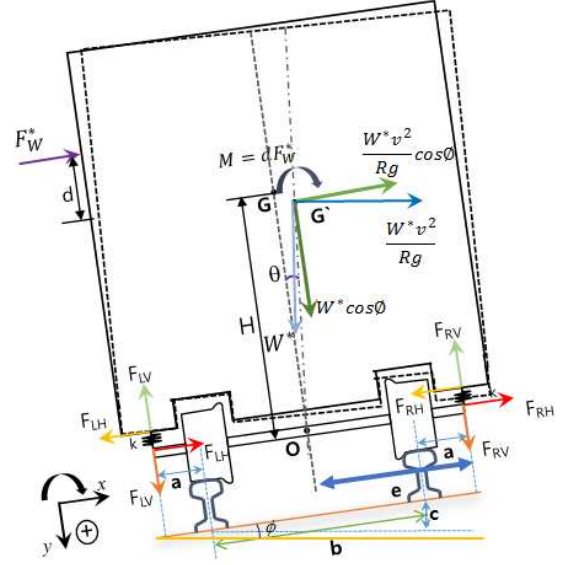


Fig. 2 Free body diagram of the railway vehicle affected by cross-wind (on curved track)

$$F_{RV} = -k_V \left[\frac{W^* \cos\Phi + \frac{W^* v^2 \sin\Phi}{2k_V Rg}}{-e \left(\frac{-H(F_W^* + \frac{W^* v^2}{Rg} \cos\Phi - W^* \sin\Phi) - dF_W^*}{(HW^* \cos\Phi - 2e^2 k_V + \frac{HW^* v^2 \sin\Phi}{Rg})} \right)} \right] \quad (14)$$

$$F_{RH} = F_{LH} = \frac{1}{2} \left(F_W^* + \frac{W^* v^2}{Rg} \cos\Phi - W^* \sin\Phi \right) \quad (15)$$

또한 F_{RV} , F_{LV} 에 윤축의 자중을 고려하여 <부록>의 단일윤축 탈선 이론식^(8,9)에 사용된 W_L , W_R 을 다음과 같이 정의한다.

$$W_R = F_{RV} + \text{윤축무게의 } 1/2 \quad (16)$$

$$W_L = F_{LV} + \text{윤축무게의 } 1/2 \quad (17)$$

2.3 기존 이론식과 새로운 이론식의 비교

다음 식(18)은 RTRI Report의 이론식⁽⁷⁾ 중에 직선궤도에서 정차중인 철도차량의 탈선한계풍속식이고, 식(19)는 곡선궤도에서 정차중인 철도차량의 탈선한계풍속식을 보여준다.

$$u = \sqrt{\frac{Wb}{H_W^* \rho C_Y S}} \quad (18)$$

$$u = \sqrt{\frac{Wb}{H_W^* \rho C_Y S} \left(1 + \frac{2H^* c}{b^2} \right)} \quad (19)$$

Table 1은 KTX산천의 체원⁽⁵⁾을 나타낸다. 여기

Table 1 Data of KTX-Sancheon⁽⁵⁾

Division	Value
Coefficient of resistance about crosswind (C_γ)	1
Weight of rolling stock (W)	654.29kN
Side area (S)	70.05m ²
Effective center of gravity (H)	1.575m
Effective center of wind force (H_W)	1.944m
Wheel radius (r)	0.46m
Normal contact point distance of between wheel-rail (b)	1.492m
Half length of wheelsets (e)	1m

Table 2 Wind speed limit to prevent derailment (Reference study and Current study)

Division	Straight Track		Curved Track	
	Reference study ⁽⁵⁾	Current study	Reference study ⁽⁵⁾	Current study
Wind speed limit	67.7m/s	67.7m/s	77.5m/s	77.5m/s

서 차륜-레일간의 통상 접촉점사이 거리는 표준궤(1435mm)일 때의 길이이며, 차량 무게중심유효높이와 풍압중심유효높이는 차량의 외형과 현가 스프링장치의 효과를 고려하여 차량의 기하학적 치수에 [참고문헌 5]와 같이 25%를 증가시켜 산정한다.

위 식 (18), (19)에 직선궤도 제원과 곡선궤도의 제원인⁽⁵⁾ 곡선반경 3000m, 최대 캔트 0.18m를 대입하여 각각의 탈선한계풍속을 구하고, 식 (6), (7) 또는 식 (13), (14)를 이용하여 구한 횡력과 좌우 축중(Fig. 3, Fig. 4)을 <부록>의 단일윤축 탈선 이론식^(8,9)에 대입하여 각 경우의 탈선한계 풍속을 구하면 Table 2와 같다. 이때 두 경우 모두 전복 탈선이 발생하였으며 완전 일치하는 결과가 얻어졌다.

그러나 Table 2의 결과들은 KTX 운전규정인 풍속 20m/s에서 관제사에게 보고하고, 25m/s 이상 시 감속 등 사전에 정해진 조치를 하며, 30m/s 시 열차운행 중지 조치 실시 등과 비교하면 비현실적으로 높은 한계풍속 값이다. 이것은 열차주행 중 발생하는 차륜-레일 상호작용, 현가의 동적 거동, 편적 등 다양한 탈선 영향요소들이 무시되었기 때문으로 판단된다.

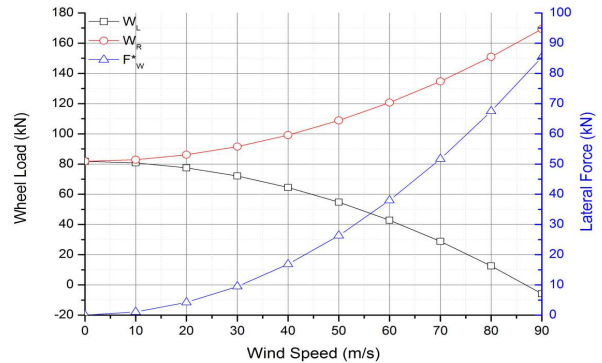


Fig. 3 Wheel load changes and wind force affected by cross-wind speed (on straight track)

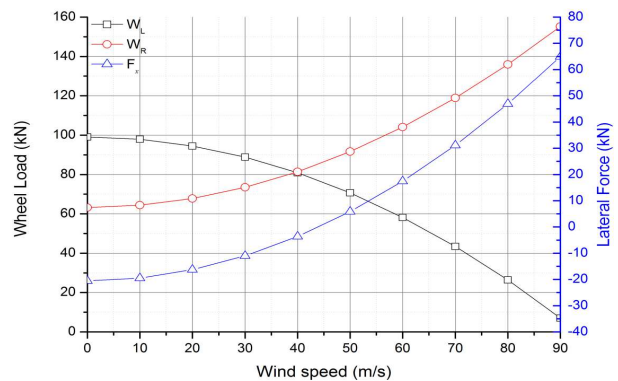


Fig. 4 Wheel load changes and wind force affected by cross-wind speed (on curved track)

3. 측풍에 의한 탈선거동 및 탈선한계 풍속 (직선궤도)

본 절에서는 앞서 제안한 이론식을 이용하여 직선궤도에서 주행 중인 철도차량의 탈선거동 및 탈선한계풍속에 관하여 분석하였다.

철도차량은 Conicity가 있는 차륜형상 때문에 주행 중 기본적인 Q/P를 가지고 있다. 이 수치를 <부록>에 수록된 단일윤축 탈선계수 이론식^(8,9)에 대입하여 Q/P와 횡력 F*을 구하는 식을 다음과 같이 도출하였다.

$$\frac{Q}{P} = \frac{F^*(1 + \mu\beta) - \mu W_L(1 + \gamma) + \mu\gamma W_R}{(1 + \gamma) W_R - \gamma W_L + \beta F^*} \quad (20)$$

$$F^* = \frac{\left[\frac{Q}{P}(1 + \gamma) - \mu\gamma \right] W_R + \left[\mu(1 + \gamma) - \frac{Q}{P}\gamma \right] W_L}{\left[(1 + \mu\beta) - \frac{Q}{P}\beta \right]} \quad (21)$$

식 (20)은 <부록>에 수록된 단일윤축 탈선계수

이론식이고, 식 (21)은 식 (20)을 횡력에 대해 정리한 식이다. 위 식으로 구한 정상주행중 발생하는 횡력(F^*)과 측풍 등에 의해서 발생하는 식 (8) 또는 식 (15)의 횡력($F_{RH}+F_{LH}$)을 합하면 차축에 작용하는 전체횡력(F)이 된다. 식 (16),(17)의 W_L , W_R 에 대하여 부록 A1의 정상조건을 벗어나는 F 값일 때 식 (4)의 F_W^* 에 해당하는 풍속(u)이 탈선 한계풍속이 된다.

4. 측풍에 의한 탈선거동 및 탈선한계 풍속 (직선궤도)

KTX 산천이 직선궤도에서 측풍 영향 없이 정상주행 중에 발생하는 Q/P는 선행된 연구⁽¹⁰⁾에서 300km/h의 속도로 주행중 최대값이 0.315 이었다. 본장에서는 정상주행중 차륜-레일 사이의 기본 탈선계수를 Q/P=0.315로 가정하였다.

4.1 직선주행 중 발생하는 Q/P를 고려한 탈선 거동 및 탈선한계풍속

Table 3은 직선궤도에서 측풍 없는 정상주행 중 기본 Q/P인 0.315를 식 (21)에 적용하여 횡력 F^* 구하고, 식 (8)의 측풍 횡력($F_{RH}+F_{LH}$)과 합하여 <부록>의 횡력 F 를 구한 후, 식 (16),(17)로 W_L , W_R 을 구하여 <부록>의 A1 정상상태 조건식에 대입하여 R_L 이 0이 되는 순간의 F 와 상응하는 F_W^* 에 대한 풍속을 구하면 탈선한계풍속이 된다. 탈선한계풍속 이상에서는 모두 $R_L=0$ 이 되어 전복탈선이 발생하였다(Table A1참조).

Table 3에서 보듯이 기본 Q/P인 0.315를 고려하면 기존 이론의 한계풍속 대비 7.1%~11.2% 낮게 구해졌다. Fig. 5는 마찰계수가 0.3인 경우 측풍의 속도에 따른 윤중과 횡력의 변화량이다.

Table 3 Derailment limit wind speed and derailment behaviors (Basic Q/P=0.315, on straight track)

Flange angles	μ	Current study	Reference study ⁽⁵⁾	Relative errors(%)
		Wind-speed	Wind-speed	
60°/65°/70°	0.1	62.9 m/s	67.7 m/s	7.1
	0.2	61.9 m/s		8.6
	0.3	61 m/s		9.9
	0.4	60.1 m/s		11.2

4.2 측풍의 유효중심위치와 차량의 유효무게중심을 고려한 탈선거동 및 탈선한계풍속

철도차량에 측풍이 작용할 때 유효풍압중심 위치는 변할 수 있다. 또 철도차량의 유효무게중심도 변할 수 있다. 따라서 측풍의 유효중심높이와 철도차량의 무게중심 유효높이를 각각 상하로 1m씩 변화를 주어 식 (6), (7)과 단일윤축 탈선 이론식^(8,9)을 이용하여 직선궤도의 탈선한계풍속과 탈선거동을 나타내면 다음과 같다.

Table 4는 정상주행의 기본 Q/P=0.315, 철도차량 무게중심유효높이를 1.575m로 하고 측풍의 중심유효높이 다르게 한 경우와 측풍의 중심유효높이를 1.944m로 고정하고 철도차량 무게중심유효높이를 다르게 한 경우의 탈선한계풍속을 비교한 것이다.

Table 4에서 보듯이 측풍 작용위치가 높아지면 측풍에 의한 모멘트가 커지게 되어 탈선한계풍속이 낮아지고, 무게중심유효높이가 높아지면 탈선한계속도가 낮아진다. 또 측풍의 중심유효높이

Table 4 Cross-wind speeds affected by positions of the wind pressure and gravity centers (Basic Q/P=0.315, Flange angle 60°, $\mu=0.4$, on straight track)

Division	Change of cross-wind position			Change of Rail-vehicle gravity center		
	0.58m	1.58m	2.58m	0.94m	1.94m	2.94m
Wind speed limit	82 m/s	64.3 m/s	54.2 m/s	62.7m/s	58.6m/s	54.6m/s
Derailment types	climb-up	roll-over-C	roll-over-C	roll-over-C	roll-over-C	roll-over-C

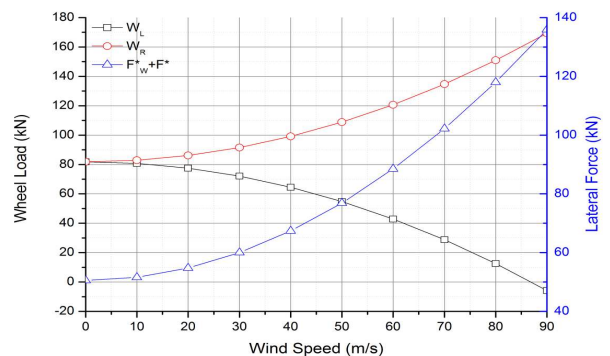


Fig. 5 Wheel load changes and wind force affected by cross-wind speed (Basic Q/P=0.315, Flange angle 70° $\mu=0.3$, on straight track)

가 0.58m이고, 철도차량의 무게중심 유효높이가 1.575m일 때는 차륜 타고오름탈선 거동이 발생하고 그 외에는 모두 전복탈선 거동이였다.

4.3 운중 변화를 고려한 탈선거동 및 탈선한계 풍속

철도차량이 측풍 없이 직선궤도 주행 시에도 선로의 상태조건(현가계 손상, 궤도 침하, 편적 등)에 따라서 운중감소가 일어난다. 이때 운중감소는 현재 철도운영규정에 명시되어 있는 50% 범위로 가정하고 식 (6), (7)과 <부록>에 수록된 단일윤축 탈선계수 이론식^(8,9)을 이용하여 운중감소가 있는 경우, 측풍에 의한 탈선거동 및 탈선한계풍속을 분석하였다.

Fig. 6은 정상주행의 기본 Q/P=0.315, 운영규정의 운중감소 $W_L=50%$, $W_R=100%$ 를 가정한 경우, 식 (21)을 이용하여 마찰계수 $\mu=0.4$ 에 대하여 구한 횡력 F^* 와 식 (8)의 측풍 횡력($F_{RH}+F_{LH}$)을 합하여 산출한 운중변화와 횡력이다.

Table 5는 다양한 마찰계수에 대하여 단일윤축 탈선이론을 적용하여 구한 탈선거동과 탈선한계 풍속이다. 모두 전복탈선이 발생하였고 기존 이론의 한계풍속 대비 47.7~55.2% 낮게 구해졌다.

Fig. 7은 앞의 조건에서 운중감소를 $W_L=100%$, $W_R=50%$ 로 가정한 경우, Flange angle 60° , 마찰계수 $\mu=0.4$ 인 경우의 운중변화와 횡력이다.

Table 6은 다양한 마찰계수에 대하여 단일윤축 탈선이론을 적용하여 구한 탈선거동과 탈선한계풍속이다. 측풍에 의하여 전복탈선뿐 아니라 차륜 타고오름 탈선도 일어났고, 기존 이론의 한계풍속 대비 2.66~15.95% 낮게 구해졌다. 이 경우 측풍 작용 모멘트와 반대 방향으로 운중감소가 있었으므로 Table 5보다 큰 한계풍속 값들이 구해졌다.

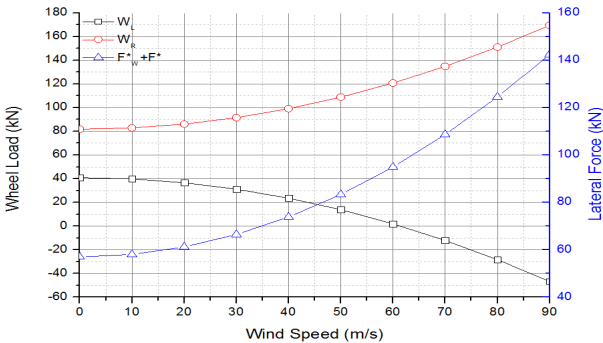


Fig. 6 Wheel load changes and wind force affected by cross-wind speed (Basic Q/P=0.315, Flange angle 60° , $\mu=0.4$, $W_L=50%$, $W_R=100%$, on straight track)

5. 측풍에 의한 탈선거동 및 탈선한계 풍속(곡선궤도)

본 절에서는 곡선궤도에서 주행 중인 철도차량의 탈선거동 및 탈선한계풍속을 분석하였다. 이때 철도 건설규칙에 명시된 최소곡선반경 7000m와 최대 캔트는 180mm를 사용하였고, 현가장치 손상, 궤도 침하 등과 같은 운중 감소 조건은 고려하지 않았다.

Table 5 Derailment limit wind speed and derailment behaviors(Basic Q/P=0.315, $W_L=50%$, $W_R=100%$, on straight track)

Flange angles	μ	Current study	Reference study ⁽⁵⁾	Relative errors(%)
		Wind-speed	Wind-speed	
$60^\circ/65^\circ/70^\circ$	0.1	35.4m/s	67.7 m/s	47.7
	0.2	33.6m/s		50.4
	0.3	31.9 m/s		52.9
	0.4	30.3 m/s		55.2

Table 6 Derailment limit wind speed and derailment behaviors (Basic Q/P=0.315, $W_L=100%$, $W_R=50%$, on straight track)

Flange angles	μ	Wind-speed	Current study(Q/P)		Relative errors(%)
			Climb-up	Roll-over-C	
60°	0.1	65.9 m/s		0.67	2.66
	0.2	64.9 m/s		0.72	4.14
	0.3	64 m/s		0.77	5.47
	0.4	56.9 m/s	0.79		15.95
$65^\circ/70^\circ$	0.1	65.9 m/s		0.67	2.66
	0.2	64.9 m/s		0.72	4.14
	0.3	64 m/s		0.77	5.47
	0.4	63.2 m/s		0.81	6.65

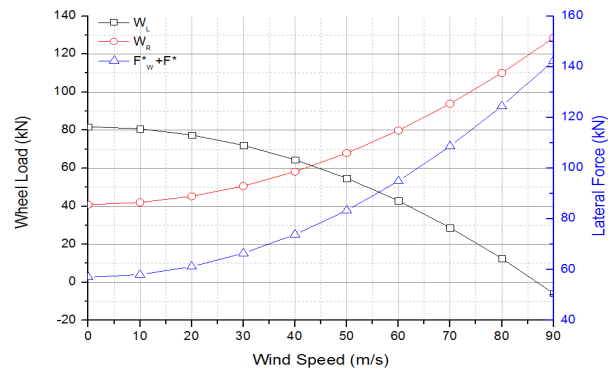


Fig. 7 Wheel load changes and wind force affected by cross-wind speed (Basic Q/P=0.315, Flange angle 60° , $\mu=0.4$, $W_L=100%$, $W_R=50%$, on straight track)

Table 7 Wheel-load data measured by tests

Division	Value
Maximum right dynamic wheel-load on curved track	119.78 kN
Minimum left dynamic wheel-load on curved track	40.52 kN

Table 8 Derailment limit wind speed and derailment behaviors (Basic Q/P=0.53, v=300km/h, no inertia force, on curved track)

Flange angles	μ	Current study	Reference study ⁽⁵⁾	Relative errors(%)
		Wind-speed	Wind-speed	
60°/65°/70°	0.1	59.7 m/s	77.5 m/s	22.97
	0.2	58.7 m/s		24.26
	0.3	57.6 m/s		25.68
	0.4	56.7 m/s		26.84

Table 7은 기존연구⁽¹¹⁾에서 측풍이 없이 정상주행 중인 철도차량의 곡선부 동적 윤증을 측정하는 것이다. 이때 곡선선로 주행에서 동적 윤증 변화에 의하여 1/1000 발생 확률로 발생하는 큰 Q/P가 0.53으로 측정되었다. 따라서 본 절에서는 곡선부 주행시 기본 Q/P=0.53으로 가정한다.

5.1 곡선주행 중 발생하는 Q/P를 고려한 탈선 거동 및 탈선훈계풍속

Table 8은 Table 7의 좌우 윤증과 함께 측정된 Q/P=0.53을 이용하여 W_L , W_R , F^* 을 구한 후, 식 (15)의 측풍 횡력($F_{RH}+F_{LH}$)과 합하여 단일윤축 탈선이론식^(8,9)에 대입하여 구한 탈선거동과 탈선훈계풍속이다. 이때 곡선 선로 주행에서 발생하는 관성력은 좌우 윤증과 Q/P로 측정되었으므로 식 (13), (14), (15)에서 $v^2=0$ 두어 원심가속도의 관성효과를 무시하였다.

이 경우 모두 전복탈선이 발생하였고 본 연구 결과는 기존 이론의 한계풍속 대비 22.97~26.84% 낮게 구해졌다. 즉 측풍 없는 정상상태 주행시 발생하는 동적효과와 측풍의 효과를 동시에 고려하여야 보수적인 탈선위험도를 구할 수 있다.

Table 9는 직선 선로에서 측정된 Q/P=0.315를 이용하여 구한 횡력 F^* 와 식 (15)의 측풍 및 원심가속도 횡력($F_{RH}+F_{LH}$)을 동시에 고려하고 식 (13), (14)의 곡선궤도 수직차축작용력에도 원심가속도의 관성효과를 고려하여 구한 탈선훈계풍속

Table 9 Derailment limit wind speed and derailment behaviors (Basic Q/P=0.315, v=300km/h, on curved track)

Flange angles	μ	Current study	Reference study ⁽⁵⁾	Relative errors(%)
		Wind-speed	Wind-speed	
60°/65°/70°	0.1	64.9 m/s	77.5 m/s	16.26
	0.2	63.9 m/s		17.55
	0.3	63 m/s		18.71
	0.4	62.2 m/s		19.74

Table 10 Derailment limit wind speed and derailment behaviors (Basic Q/P=0.53, v=300km/h, on curved track)

Flange angle	μ	Current study	Reference study ⁽⁵⁾	Relative errors(%)
		Wind-speed	Wind-speed	
60°/65°/70°	0.1	62.1 m/s	77.5 m/s	19.87
	0.2	61.0 m/s		21.29
	0.3	60.1 m/s		22.45
	0.4	59.1 m/s		23.74

이다.

모두 전복탈선이 발생하였고 기존 이론의 한계풍속 대비 16.26~19.74% 낮게 구해졌다. 이것은 Table 8의 결과(22.97~26.84% 저하)와 차이가 있는데, 곡선부 주행시 원심력 외에도 차륜-레일 사이의 공격각 증가에 의한 횡력이 높아짐에도 불구하고 직선 선로의 Q/P를 적용한 때문으로 판단된다.

Table 10은 곡선 선로의 기본 Q/P=0.53으로 구한 횡력 F^* 와 식 (15)의 측풍 횡력($F_{RH}+F_{LH}$)을 동시에 고려하고 식 (13), (14)의 곡선궤도 차축작용력에서 원심가속도의 관성 효과를 고려하여 구한 탈선훈계풍속이다.

모두 전복탈선이 발생하였고 기존 이론의 한계풍속 대비 19.87~23.74% 낮게 구해졌다. 이 경우 곡선부 주행시 차륜-레일 사이의 동적 불안정성으로 측정된 Q/P가 적용되어 실측 윤증을 사용한 Table 8의 결과와 유사한 결과를 나타내고 있다.

5.2 측풍의 중심위치와 철도차량의 무게중심을 고려한 탈선거동 및 탈선훈계풍속

측풍의 유효중심높이와 철도차량의 유효무게중심높이를 다르게 하여 식 (13), (14)와 단일윤축 탈선 이론식을 이용하여 곡선궤도의 탈선훈계풍속과 탈선거동을 나타내면 다음과 같다.

Table 11 Cross-wind speeds affected by positions of the wind pressure and gravity centers (Basic Q/P=0.53, $v=300\text{km/h}$, Flange angle 60° , $\mu=0.4$, on curved track)

Division	Change of cross-wind position			Change of Rail-vehicle gravity center		
	0.58m	1.58m	2.58m	0.94m	1.94m	2.94m
Wind speed limit	64.8 m/s	63.2m/s	53.3 m/s	61.8m/s	60.7m/s	53.4m/s
Derailment types	climb-up	roll-over-C	roll-over-C	roll-over-C	roll-over-C	roll-over-C

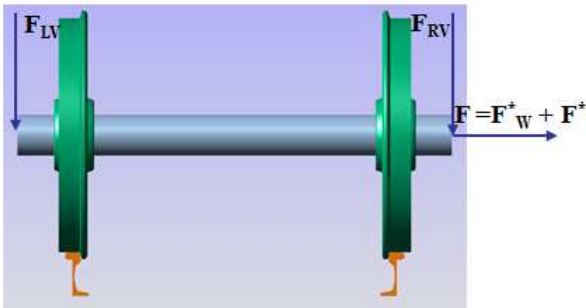


Fig. 8 Recurdyn model of a single wheel-set

Table 11은 정상 곡선주행의 기본 Q/P=0.53, 철도차량 무게중심유효높이를 1.575m로 하고 측풍의 중심유효높이 변경한 경우와 측풍의 중심유효높이를 1.944m로 고정하고 철도차량 무게중심유효높이를 변경한 경우의 탈선한계풍속을 비교한 것이다. 측풍 작용위치가 높아지면 측풍에 의한 모멘트가 커지게 되어 탈선한계풍속이 낮아지고, 무게중심 높이가 높아지면 탈선한계속도가 낮아진다. 이때 풍압 작용높이가 0.58m일 때, 차륜 타고오름탈선 거동을 보였고, 다른 높이에서는 전복탈선거동을 보였다. 즉 풍압작용 높이가 낮은 위치에 있으면 전복탈선이 아닌 차륜타고오름 탈선도 일어난다.

6. 동역학 시뮬레이션을 이용한 측풍에 의한 탈선 이론식 검증

6.1 단일윤축모델 해석을 이용한 직선궤도에서 탈선한계풍속과 탈선거동 검증

Fig. 8은 단일윤축을 Recurdyn⁽¹²⁾으로 모델링한 것이다. Fig. 9는 직선궤도에서 정상주행의 기본 Q/P=0.315에 측풍을 고려한 시뮬레이션 결과이고, 이 그래프를 통하여 탈선이 시작되는 지점에서의 횡력(F)을 알 수 있다. 이 F와 식 (21)의 F*로부터 식

Table 12 Comparison between current study and Recurdyn results (Basic Q/P=0.315, $v=300\text{km/h}$, on straight track)

Flange angles	μ	Current study	Recurdyn results	Relative errors(%)
		Wind-speed	Wind-speed	
$60^\circ/65^\circ/70^\circ$	0.1	62.9 m/s	61.5 m/s	2.23 %
	0.2	62 m/s	61.5 m/s	0.81 %
	0.3	61.1 m/s	60.7 m/s	0.65 %
	0.4	60.3 m/s	59.2 m/s	1.82 %

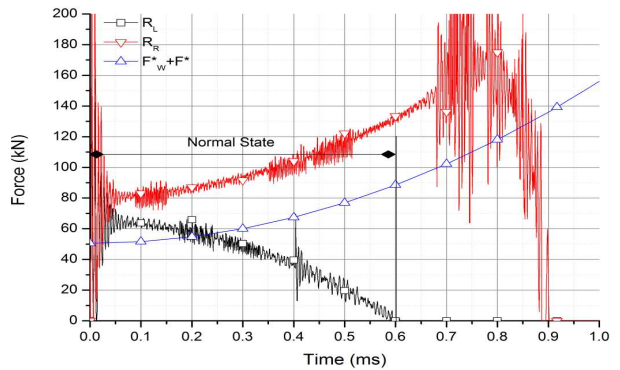


Fig. 9 Single wheel-set model results (on straight track, cross-wind only, Q/P=0.315, Flange angle=70°, $\mu=0.3$)

(8)의 측풍에 의한 횡력($F_{RH}+F_{LH}$)로부터 F^*_W 를 구하여 식 (4)에서 탈선한계풍속을 구하면, Table 12와 같다.

Table 12는 직선궤도에서 탈선한계풍속의 이론값과 시뮬레이션 값을 비교한 것이다. 이론과 시뮬레이션의 오차가 각각 0.65~2.23%로 일치한다.

6.2 단일윤축모델 해석을 이용한 곡선궤도에서 탈선한계풍속과 탈선거동 검증

Fig. 10은 곡선반경 7000m인 곡선궤도에서 최

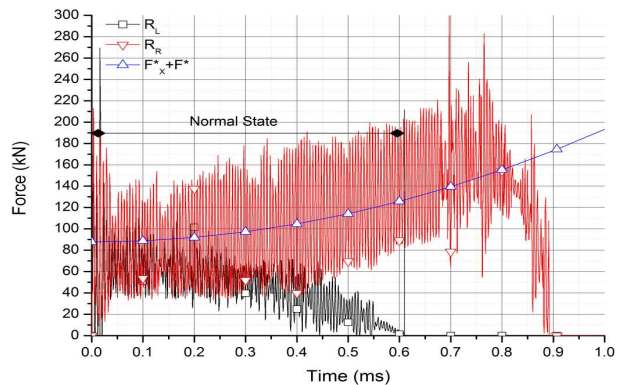


Fig. 10 Single wheel-set model results (on curved track, cross-wind only, Q/P=0.53, Flange angle=70°, $\mu=0.3$)

Table 13 Comparison between Current study and Recurdyn results (Basic Q/P=0.53, v=300km/h, on curved track)

Flange angle	μ	Current study	Recurdyn results	Relative errors(%)
		Wind-speed	Wind-speed	
60°/65°/70°	0.1	61.9 m/s	61.5 m/s	0.65 %
	0.2	60.9 m/s	61.4 m/s	0.82 %
	0.3	60 m/s	60 m/s	0 %
	0.4	59.1 m/s	59.1 m/s	0 %

대 캔트는 180mm를 적용한 곡선궤도 모델에서 기본 Q/P= 0.53에 측풍을 고려한 경우의 시뮬레이션 결과이고, 이 그래프를 통하여 탈선이 시작되는 지점의 횡력을 알 수 있다. 이를 이용하여 탈선한계풍속을 구하고 이론값과 비교하면 Table 13과 같다.

Table 13은 곡선궤도의 탈선한계풍속의 이론결과와 시뮬레이션 결과를 비교한 것이다. 이론값과 시뮬레이션 값의 오차가 0~0.82%로 잘 맞는다.

7. 결 론

본 논문에서는 단일윤축 탈선이론식에 적용하여 측풍에 의한 철도차량의 탈선거동과 탈선한계풍속을 예측하는 방법을 제시하였다.

(1) 개발된 측풍 원인 탈선이론은 주행중 기본적으로 발생하는 좌우 운중 변화 및 차륜-레일의 탈선계수를 반영할 수 있었다.

(2) 단일윤축 탈선 이론식으로 구한 측풍 전복탈선은 기존의 전복탈선 이론식으로 구한 것 동일 조건에서 동일한 탈선한계풍속이었다.

(3) 직선 궤도에서 KTX산천 차량이 측풍이 없는 정상주행 중 발생하는 기본 Q/P를 0.315로 하고 측풍을 적용한 결과, Flange angle 70°, 마찰계수가 0.3인 경우 전복탈선이 발생하며, 탈선한계풍속은 61.1 m/s로 기존 이론보다 9.7% 낮았다. 또 곡선 궤도에서 측정된 Q/P=0.53를 적용한 결과, 전복탈선이 발생하고 탈선한계풍속은 60.1 m/s로 기존 이론보다 22.5% 낮았다. 이것은 실측 운중을 적용한 결과인 25.7% 저하와 유사하였다.

(4) 측풍의 유효작용위치와 차량의 유효무게중심 위치를 변경하여 탈선한계풍속을 구한 결과, 직선 궤도와 곡선 궤도 모두 측풍 작용높이와 무게중심이 높아질수록, 탈선한계풍속이 낮아졌다. 또 측풍 작용위치가 낮아지면 전복탈선이 아닌 차륜 타고오름탈선이 발생하였다.

(5) 철도차량안전규정의 운중감소량을 적용하여 본 측풍 탈선이론식으로 탈선거동과 탈선한계풍

속을 분석한 결과, KTX산천차량은 직선궤도에서 $W_L=50\%$, $W_R=100\%$, Flange angle 70°, 마찰계수가 0.4일 때 전복탈선이 일어났다. 이때의 탈선한계풍속은 30.3m/s로 기존 이론보다 55.2% 낮았고 현재 운행규칙의 운행중지 풍속과 유사하였다.

(6) Recurdyn 프로그램으로 단일윤축모델 시뮬레이션 한 결과와 본 이론 결과를 비교하였더니, 직선 궤도에서 오차 0.65~2.23%, 곡선궤도에서 오차 0~0.82%로 이론과 잘 일치하였다.

그러나 추후 본 논문에서 사용한 차륜-레일 동적효과를 고려한 측풍탈선모델은 완전한 차량동역학 모델의 결과와 비교되어야 본 이론모델의 정밀성이 검증될 수 있을 것이다.

후 기

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

참고문헌 (References)

- (1) Zeng, J. and Wu, P., 2008, "Study on the Wheel/Rail Interaction and Derailment Safety," *Wear*, Vol 265, No. 9~10, pp. 1452~1459.
- (2) Korean Ministry of Construction and Transportation, 2007, "Crashworthiness Requirement for Rolling Stock Safety," *MOCT Notification*, NO. 2007-278.
- (3) 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.
- (4) Yang, Y. B. and Wu, Y. S., 2002, "Dynamic Stability of Trains Moving over Bridges Shaken by Earthquakes," *Journal of Sound and Vibration*, No. 258, pp. 65~94.
- (5) Nam, S. W., 2012, "Theoretical Analysis on Overturn Safety of Train Affected by Wind Pressure," *Journal of the Korean Society for Railway*, Vol. 15, No. 15, pp. 537~542
- (6) Yongquan, D. and Xinbiao, X., 2009, "Effect of Cross-Wind on High-Speed Vehicle Dynamic Derailment," *Logistics*, Vol. 5, pp. 2287~2293.
- (7) Kunieda, M., 1972, "Theoretical Study on the Mechanics of Overturn of Railway Rolling Stock,"

RTRI Railway Technical Research Report, No. 793, pp.177~186.

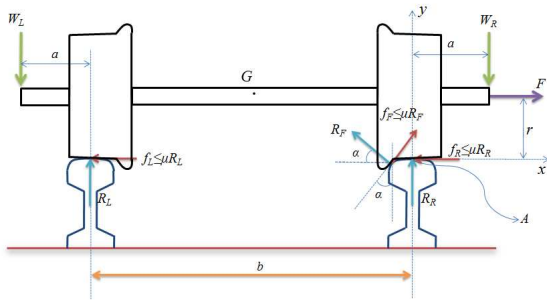
- (8) Koo, J. S. and Choi, S. Y., 2012, "Theoretical Development of a Simplified Wheelset Model to Evaluate Collision-induced Derailments of Rolling Stock," *Journal of Sound and Vibration*, Vol. 331, No. 13, pp. 3172~3198.
- (9) Koo, J. S. and Oh, H. S., 2013, "Study of Influence of Wheel Unloading on Derailment Coefficient of Rolling Stock," *Trans. Korean Soc. Mech. Eng. A*, Vol. 37, No. 2, pp. 117~185.
- (10) Ham, Y. S., 2010, "The Evaluation of Running Safety in the Double Connection Operation for KTX-Sancheon Train," *2010 Fall Annual Meeting of the Korean Soc. Mech. Eng.*, pp. 155~156.
- (11) Ham, Y. S., 2007, "Evaluation of Running Safety for High Speed Railway Vehicle of when Run Curved Line at High Speed," *2007 Spring Conference of the Korean Soc. Mech. Eng.*, pp. 6~9.
- (12) RecurDyn Help Library and Theoretical Manual, FunctionBay, Inc., <http://www.functionbay.co.kr>, 2011

부 록

A.1 타고오름 탈선모드와 탈선계수

단순 플랜지 형상을 가진 단일 윤축모델을 이용하여 타고오름 유형의 탈선에 관한 정상상태 (Fig. A1), Climb-up 탈선 (Fig. A2), Climb&roll-over 탈선 (Fig. A3), Roll-over 탈선 (Fig. A4)로 구분하고 각각의 이론식과 탈선조건 (Table A1)을 정리하였다.⁽⁸⁾ 여기서 $\beta = r/b$, $\gamma = a/b$ 이다.

A.1.1 타고오름 탈선에서 정상상태 조건들

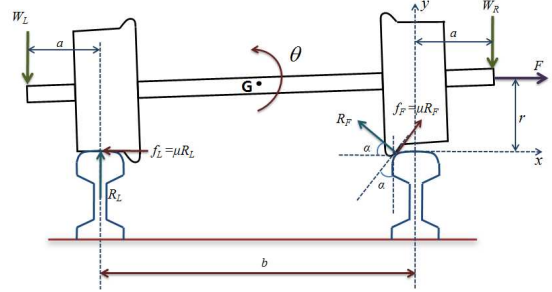


$$R_L = (1 + \gamma) W_L - \gamma W_R - \beta F > 0 \quad (A1)$$

$$R_R = (1 + \gamma) W_R - \gamma W_L + \beta F - R_F (\sin \alpha + \mu \cos \alpha) > 0 \quad (A2)$$

$$R_F = \frac{F - \mu(W_L + W_R)}{\cos \alpha (\mu^2 - 1) - 2\mu \sin \alpha} \geq 0 \quad (A3)$$

A.1.2 타고오름 탈선에서 Climb-up 조건들



$$d_R = \iint a_R dt > 0 \quad (A4)$$

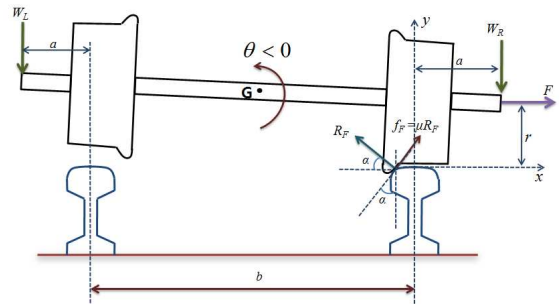
여기서,

$$a_R = \frac{1}{m_I} \begin{bmatrix} F(\sin \alpha + \mu \cos \alpha + 2\mu \beta \sin \alpha + \mu^2 \beta \cos \alpha - \beta \cos \alpha) - \\ W_L(\mu \sin \alpha + \mu^2 \cos \alpha + 2\mu \gamma \sin \alpha + \mu^2 \gamma \cos \alpha - \gamma \cos \alpha) + \\ W_R(2\mu \gamma \sin \alpha + \mu^2 \gamma \cos \alpha - \cos \alpha - \mu \sin \alpha - \gamma \cos \alpha) \end{bmatrix}$$

$$R_L = (1 + \gamma) W_L - \gamma W_R - \beta F - a_R m_I > 0 \quad (A5)$$

$$R_F = \frac{1}{(\cos \alpha - \mu \sin \alpha)} \left[\mu \{ (1 + \gamma) W_L - \gamma W_R - \beta F \} + \right] > 0 \quad (A6)$$

A.1.3 타고오름 탈선에서 Climb/roll-over 조건들



$$\theta = \iint \ddot{\theta} dt < 0 \quad (A7)$$

여기서,

$$\ddot{\theta} = \frac{1}{I} \left[\left(\gamma + \frac{1}{2} \right) (W_L - W_R) - \{ (W_L + W_R) \sin \alpha + F \cos \alpha \} \times \right. \\ \left. \left\{ \beta \cos \alpha - \frac{1}{2} \sin \alpha - \mu \beta \sin \alpha - \frac{\mu}{2} \cos \alpha \right\} \right]$$

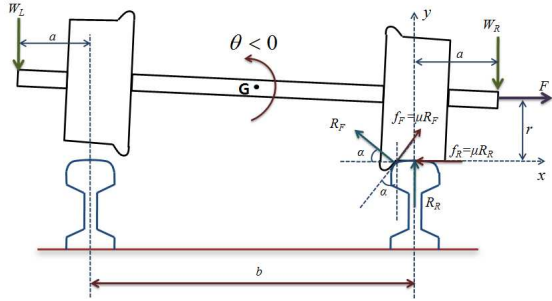
$$R_F = \left[(W_L + W_R) \sin \alpha + F \cos \alpha \right. \\ \left. + m \left(h \cos \alpha - \frac{b}{2} \sin \alpha \right) \ddot{\theta} \right] > 0 \quad (A8)$$

$$d_R = \iint a_R dt > 0 \quad (A9)$$

여기서,

$$a_R = \frac{1}{m \sin \alpha} [F - R_F \cos \alpha + \mu R_F \sin \alpha + m h \ddot{\theta}]$$

A.1.4 타고오름 탈선에서 Roll-over 조건



$$\theta = \iint \ddot{\theta} dt < 0 \quad (A10)$$

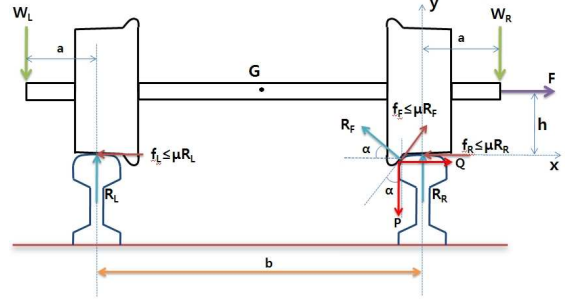
여기서,

$$\ddot{\theta} = \frac{b}{I_A} [(1 + \gamma)W_L - \beta F - \gamma W_R]$$

$$R_F = \left[\frac{1}{(1 - \mu^2)\cos\alpha - 2\mu\sin\alpha} \times \left\{ -\mu(W_L + W_R) + F + m\left(\frac{\mu b}{2} + h\right)\ddot{\theta} \right\} \right] > 0 \quad (A11)$$

$$R_R = W_L + W_R - \left[\frac{\sin\alpha + \mu\cos\alpha}{(1 - \mu^2)\cos\alpha - 2\mu\sin\alpha} \times \left\{ -\mu(W_L + W_R) + \left[F + m\left(\frac{\mu b}{2} + h\right)\ddot{\theta} \right] \right\} \right] - m\frac{b\ddot{\theta}}{2} > 0 \quad (A12)$$

A.2 단일윤축 탈선이론의 탈선계수



$$\sum F_H = Q - R_F\cos\alpha + \mu R_F\sin\alpha - \mu R_R = 0 \quad (A13)$$

$$\sum F_H = Q - R_F\cos\alpha + \mu R_F\sin\alpha - \mu R_R = 0 \quad (A14)$$

식 (A13), (A14)로부터,

$$\frac{Q}{P} = \frac{R_F\cos\alpha - \mu R_F\sin\alpha + \mu R_R}{R_F\sin\alpha + \mu R_F\cos\alpha + R_R} \quad (A15)$$

A.1.1의 윤축에 대한 정상상태의 모델로부터,

$$R_R = (1 + \gamma)W_R - \gamma W_L + \beta F - R_F(\sin\alpha + \mu\cos\alpha) \quad (A16)$$

$$R_F = \frac{F - \mu(W_L + W_R)}{\cos\alpha(1 - \mu^2) - 2\mu\sin\alpha} \quad (A17)$$

where,

$$\beta = \frac{h}{b}, \quad \gamma = \frac{a}{b}$$

식 (A16), (A17)을 대입하여 식 (A15)를 정리하면,

$$\frac{Q}{P} = \frac{F(1 + \mu\beta) - \mu W_L(1 + \gamma) + \mu\gamma W_R}{W_R(1 + \gamma) - \gamma W_L + \beta F} \quad (A18)$$

Table A1 Discriminant conditions for the climb-type derailments

Derailement pattern	Normal state	Climb-up	Climb/Roll-over	Roll-over-C
Conditions	$R_L > 0$	$R_L > 0$	$\theta < 0$	$\theta < 0$
	$R_R > 0$	$R_F > 0$	$R_F > 0$	$R_F > 0$
	$R_F \geq 0$	$d_R > 0$	$d_R > 0$	$R_R > 0$
		$R_R = 0$	$R_L = 0, R_R = 0$	$R_L = 0$