

경부고속열차의 기존선 주행시 차륜마멸특성에 관한 연구

강부병[†] · 이희성^{‡*}

한국철도기술연구원 선임연구원
*서울산업대 철도전문대학원 철도차량공학과

A Study on the Wheel Wear of High Speed Train Running on the Conventional Line

Bu-Byoung Kang[†] and Hisung Lee^{‡*}

Rolling Stock Research Dept., Korea Railroad Research Institute

*Graduate School of Railway Science & Technology, Seoul National Univ. of Technology

Abstract – This paper describes the characteristics of wheel wear of high speed train running on the conventional line. Conventional line has many curved tracks that cause severe wheel flange wear. The influences of lubrication, cant deficiency, curve radius on wheel wear are also described considering the operation performance of the highspeed trainset. A method of calculation using contact patch work model is presented for determination of the evolution by wear of railway wheels.

Key words – flange wear, cant deficiency, contact patch work model.

1. 서 론

철도차량은 동력을 전달하기 위해 차륜과 레일사이의 마찰력을 이용한다. 따라서 차륜과 레일의 마멸은 피할 수 없는 중요한 문제이다. 최근에 철도가 고속화 대용량화하면서 차륜과 레일의 마멸문제가 더욱 부각되고 있다. 특히 곡선선로에서 발생하는 차륜 플랜지와 레일 게이지면 사이의 과대마모는 차륜/레일의 삭정 및 교체주기 감소, 소음 증가, 차륜/레일 손상 증가, 승차감 저하 등을 유발하여 차량의 주행안전성을 저해하고 유지보수 비용의 증가를 가져온다.

경부고속열차는 서울-대구구간은 고속신선을 이용하고 대구-부산구간은 기존선을 전철화하여 고속신선과 기존선을 교대로 상업운행하게 된다. 서울-대구구간의 고속신선은 최소 곡선반경이 7000 m이므로 거의 직선선로에 가깝기 때문에 답면부위의 접촉에 따른 답면마모가 예상된다. 또한, 경부고속열차의 경우는 고속에서

의 주행안전성을 고려하여 직선구간 운행에 적합토록 축거(3000 mm)가 길고, 현가장치가 유연하지 않은 차륜을 사용하므로 곡률반경이 600 m 이하의 급곡선 구간이 많은 대구-부산구간의 기존선 구간을 주행하게 되면 공격각이 커지게 되어 필연적으로 과대한 플랜지마모가 예상된다. 이에 따라 경부고속철도 기존선 구간 운행 개시 전에 경제성과 안전성을 고려한 차륜/레일의 유지보수방안을 마련하기 위해서는 차륜/레일 인터페이스에서 마멸특성의 분석이 반드시 선행되어야 한다.

차륜마멸문제를 확실하게 해결할 수 있는 일반적인 대책은 아직 없고 상황에 따라서 여러 대책들을 조합하여 최적의 개선대책을 세우고 있다. 차륜마멸을 감소시키는 방법으로서 제기되고 있는 대책으로는 차상 및 도상 윤활, 현가장치의 개선(tuning), 조향대차와 같은 신개념 대차적용, 저마멸 차륜/레일 소재 개발, 선형개량 등이 있다.

차륜의 마멸량 예측 및 마멸특성 분석 기술은 차량의 설계 및 효율적인 유지보수를 위해서 매우 중요하므로, 본 연구에서는 고속열차의 기존선 주행시 철도 차량동력학 해석프로그램인 Vampire를 이용한 차륜마멸패턴

[†]주저자 : bbkang@krrri.re.kr

[‡]책임저자 : hslee@snut.ac.kr

예측기법과 곡선반경 및 캔트부족량의 변화, 플랜지 유효유무에 따른 차륜마멸특성을 고찰하였다.

2. 주요 이론

일반적인 차륜/레일 마멸 모델은 4가지 접촉패취 변수들인 하중이력, 접촉기하학, 재질특성, 환경조건과 관련이 된다. 여기에서 하중이력은 시간변화에 따른 수직하중과 크리이프하중, 크리퍼지, 차륜/레일 접촉점의 위치변화를 포함한다. 접촉기하학은 차륜/레일 형상 및 접촉패취의 위치에 좌우되며 하중이력과 접촉기하학은 상호작용한다. 접촉 재질특성과 주변 환경조건 등에 따라 서로 마멸패턴이 상이함으로 다양한 마멸모델이 존재한다. 차륜/레일 마멸해석에 적용가능한 마멸모델은 피로마멸[1-3], 변형마멸[4,5], 접촉에너지 마멸모델 등이 있는데 본 연구에는 접촉에너지 마멸모델을 이용하였다.

접촉에너지 마멸모델(Contact Patch Work)은 차륜과 레일 접촉에서 크리퍼지에 의해서 소비된 마찰에너지가 접촉표면에서 일정량의 금속소재를 제거시킨다는 간단한 가정에 근거한 마멸이론이다. 소형 Amsler 시험기에서의 시험결과[6-8]에 따르면 소비된 에너지의 임계값 이하에서는 정상마멸 패턴이, 임계값 이상에서는 가혹마멸 패턴이 나타나며 마멸량이 소비된 에너지에 선형으로 비례해서 증가함을 보여준다. 따라서 이때 가혹마멸량과 소비된 에너지와의 관계는 즉, 단위이동거리 및 단위면적당 마멸량, $W=k_3 \times$ 단위이동거리 및 단위면적당 소비된 에너지 $+k_4$ 로 제안된다. 또한 문헌[9]에 따르면 소비된 에너지는 다음과 같이 표시된다. 즉, 소비된 에

너지=크리이프하중(T)×크리퍼지(γ)×이동거리(L) 따라서 위의 내용들을 정리하면 각각 돌기-돌기 접촉면에서

$$\frac{W}{AL} = k_3 \frac{\Delta T \gamma}{\Delta A} + k_4$$

로 표시되는데, 실제로 가혹마멸을 발생시키는 크리퍼지조건에서는 접촉면 전체가 순수 미끄럼(slip)이 발생하므로 다음과 같은 관계식이 성립한다.

$$\frac{W}{AL} = k_3 \frac{T \gamma}{A} + k_4 \quad \text{단, } T \gamma = F_{lat} \gamma_{lat} + F_{long} \gamma_{long} \quad (1)$$

상수 k_3, k_4 는 접촉소재 특성 및 시험장치에 따라 변화하는 상수이며 상수 k_4 는 소형 Amsler 시험에서 가장 크고 현장시험에서는 가장 작다. 위에 언급된 관련 문헌에 따르면 소비된 에너지가 0에 가까워지면 마멸 매커니즘은 가혹마멸양상에서 정상마멸양상으로 변화

하기 때문에 위의 식은 더 이상 맞지 않는다. 따라서 위의 마멸모델은 가혹마멸 혹은 type II라고 언급되는 마멸매커니즘에 매우 잘 맞는다. 마멸입자의 조사결과에 따르면 산화물은 존재하지 않으며 가혹마멸모우드와 관련된 응착마멸과정이 존재한다. 정상마멸이나 Type I 마멸이라고 명시되는 덜 가혹한 마멸모우드 또한 위에서 언급된 각종 시험에서 보고되고 있는데 정상마멸모우드는 가혹마멸모우드의 마멸율에 비해서 3~4차수 정도 낮은 마멸율을 보여주고 있다. 정상마멸모우드 입자(debris)는 산화마멸과 피로마멸의 조합임을 암시하는 철산화물과 순수철을 상당부분 포함하고 있다. 위 식에 제안된 마멸모델은 정상마멸과정에는 적합하지 않다. 일반적으로 플랜지 부위는 가혹마멸모우드, 답변부위는 정상마멸과정에 따라 마멸이 발생하는 것으로 알려져 있다.

한편, Derby에서의 연구결과[10] 및 Pearce & Sherratt[11]에 따르면 차륜의 마멸량은 접촉패취에서 소비한 에너지 즉, 크리이프하중과 크리퍼지의 곱으로 표시되는데 가혹마멸양상, 정상마멸양상, 천이마멸양상 등의 분류에 따라 차륜의 마멸량을 다음과 같이 구분하여 제시하고 있다.

$$\begin{aligned} T\gamma < 100N & \quad W = 0.25 \frac{T\gamma}{D} \\ 100N \leq T\gamma < 200N & \quad W = \frac{25.0}{D} \\ T\gamma \geq 200N & \quad W = \frac{(1.19T\gamma - 154)}{D} \end{aligned} \quad (2)$$

단, D 는 차륜직경(mm), W 는 마멸량으로 구름거리(km)당 차륜 반경 방향에서의 면적감소, mm^2 로 표시되며, $T\gamma = F_{lat} \gamma_{lat} + F_{long} \gamma_{long}$ 는 마멸지수(wear number)라고 하며 마멸지수의 단위는 N으로 접촉점에서 발산되는 마찰에너지의 정도를 나타낸다.

J.J. Kalker[12]는 단위 마찰에너지당 질량마멸량을 의미하는 C 와 같은 마멸계수를 제안하여 마멸량을 계산하였다.

$$C = \frac{\Delta m}{W}$$

여기서 Δm : 질량마멸량(μg),
 W : 마찰에너지($N \cdot mm$)

마멸깊이는 차륜의 원주방향으로 고르게 분포한다고 할 때 단위마찰에너지당 마멸깊이인 C 를 이용하여 다

음과 같이 구할 수 있다.

$$C = \frac{C}{\rho 2\pi R \Delta q}$$

$$\chi(q) = C E(q) = C \frac{N(q) T \chi(q) \Delta s}{\rho 2\pi R \Delta q}, q_i \leq q \leq q_i + i \Delta q \quad (3)$$

여기서 q 는 접촉위치, $E(q)$ 는 접촉위치 q 에서의 전체 마찰에너지($N \cdot mm$), $N(q)$ 는 접촉위치 q 에서의 접촉횟수, $T\chi(q)$ 는 접촉위치 q 에서의 마멸지수(N), Δq 는 단위 이동거리(mm), R 는 차륜반경(mm), Δq 는 접촉위치 구분 길이(2 mm), ρ 는 밀도(μgmm^{-3})이다. J.J. KALKER는 마멸계수에 대하여 다음과 같은 값을 적용하여 마멸량을 계산하였다.

$$C = 0.00124 \mu g N^{-1} mm^{-1}$$

한편, Aachen의 Lehna[13,14]는 매우 정밀한 실험을 통하여 다음과 같은 마멸계수범위를 얻었는데 위에서 J.J. KALKER가 사용한 값이 범위안에 포함되는 것을 알 수 있다.

$$1 \times 10^{-4} \mu g N^{-1} mm^{-1} < C < 1 \times 10^{-2} \mu g N^{-1} mm^{-1}$$

3. 수치 해석

3-1. 수치해석 모델

3-1-1. 차량모델

경부고속열차는 동력차 2량, 동력객차 2량, 객차 16

량으로 총 20량 1편성으로 되어 있다. 동력차와 동력객차 전위부 대차는 일반적인 2축대차 형식이며, 객차와 연결되는 동력객차 후위부에서 부더는 관절대차(Articulated Bogie)로 되어 있다. 편성차량 전부를 해석하기에는 해석장비의 용량이 부족하고 복잡성을 배제하기 위하여 Fig. 1과 같이 6량으로 구성된 차량모델을 구성하여 해석에 이용하였다. 하중조건은 만차상태인 W_2 를 기준으로 하였고 현가장치 구성요소 특성치는 Alstom 공급자 자료를 이용하여 정량화하였다.

3-1-2. 차륜과 레일 모델링

차륜-답면부 형상 모델에는 경부고속열차에 적용된 NFF 0112를 사용하였고 레일 형상에는 경부선 기존선 구간에는 KS 50레일을, 고속선구간에는 UIC 60 레일을 사용하였다. 비선형크리이프모델을 이용하여 접촉 데이터들을 계산하였고 축중은 170 kN, 차륜외경은 920 mm, 선로게이지는 1435 mm를 적용하였다.

3-1-3. 궤도 모델링

해석에 사용된 궤도는 동대구-부산간 기존선 구간 중 유천-청도 구간을 이용하였고 고속선로는 독일의 고속선 선로데이터를 이용하여 해석하여 그 차이를 보고자 하였다. 기존선 유천-청도구간은 길이 12 km로 기존선 새마을호 운전속도로 해석하였고 고속선구간은 ICE선로로 길이 4 km 구간을 주행속도 270 km/h로 해석하였다.

Table 1은 해석에 사용한 기존선 유천-청도 구간과 고속선의 틀림량을 비교하여 보여준다. Table 1에서

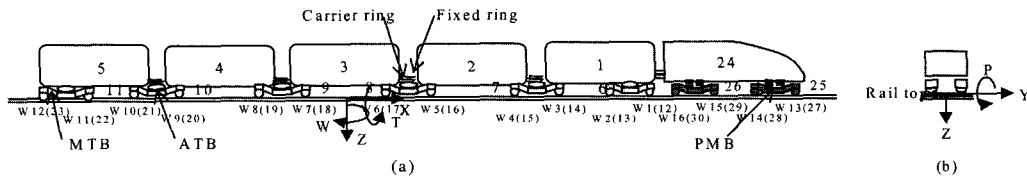


Fig. 1. Analysis model : PC+MT+TR+TR+TR+MT.

Table 1. Comparison of track irregularities between High Speed Line (HSL) and Conventional Line (CVL)

Track irregularities	Track 270 (ICE HSL)			Youchon-Chungdo (CVL)			RMS ratio (CVL/HSL)
	Max	Min	RMS	Max	Min	RMS	
Cross-level (mm)	5.25	-4.9335	0.96	160	-161.8	93.3	97.2
Curvature (1/km)	0.0073	-0.0069	0.0014	1.71	-2.0	0.91	650
Lateral (mm)	3.8955	-3.5579	0.58	11.77	-12.87	2.1	3.6
Vertical (mm)	10.4578	-6.4512	1.01	12.22	-13.78	2.36	2.3
Gauge (mm)	3.1562	-4.6875	0.49	13.0	-11.6	3.37	6.9

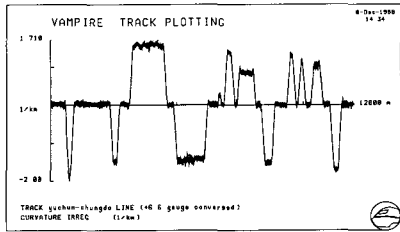


Fig. 2. Variation of radius at Youchon-Chungdo section.

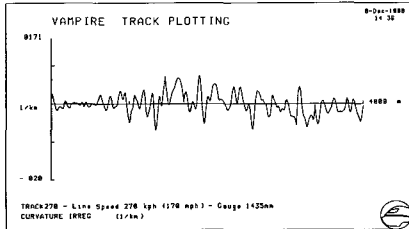


Fig. 3. Variation of radius at HSL.

와 같이 기존선구간의 틀림량은 고속선에 비하여 매우 안 좋은 상태인 것을 알 수 있다. 특히 곡선구간이 많은 기존선 구간의 경우 곡률과 캔트 틀림이 고속선로에 비하여 매우 큰 값을 보이는 것을 알 수 있다. Fig. 2는 유천-청도 구간의 곡률변화를 Fig. 3은 ICE 고속선로의 곡률변화를 보여주고 있다. Fig. 3의 그래프의 스케일은 Fig. 2의 그래프의 스케일의 백분의 일이라는 것을 고려할 때 기존선 구간의 곡률이 고속선로에 비하여 상대적으로 매우 큼을 확인할 수 있다.

4. 해석 결과

4-1. 횡변위와 접촉위치

헌팅이나 곡선구간 주행과 관련된 많은 이론적인 동적 및 준정적 모델이 존재하고 있지만 선로의 특정부분에 대한 실질적인 접촉빈도 분포를 얻기 위해서는 임의의 차륜과 레일 형상 및 하중분포를 가진 차륜과 레일사이의 상호작용에 대한 수치해석적인 연구가 필요하다. Fig. 4는 기존선구간 주행시와 고속선 주행시 왼쪽차륜의 횡변위를 보여준다. Fig. 4를 보면 고속선 주행시는 차륜과 레일이 횡변위 +5~-5 mm사이에서 접촉하며 기존선 주행시는 곡선선로 주행시 곡선방향에 따라 횡변위 +18~-18 mm 사이에서 접촉하고 있다. 차륜과 레일사이의 플랜지접촉은 횡변위 절대값 8.2 mm 이상에서 발생하므로 고속선 주행시는 플랜지접촉이 발

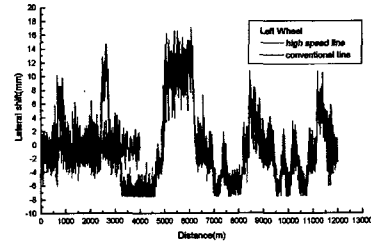


Fig. 4. Variation of lateral shift for left wheel.

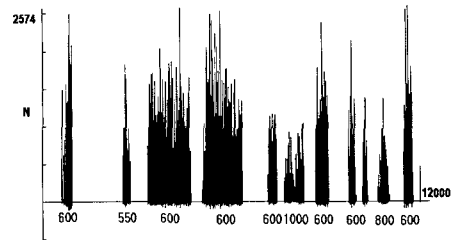


Fig. 5. Variation of wear number in case of running Youchon-chungdo section.

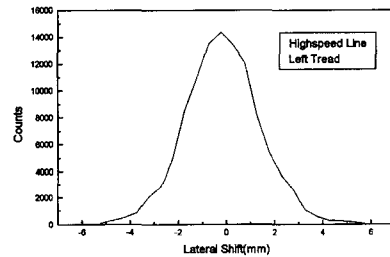


Fig. 6. Variation of contact frequency of left wheel in case of running HSL.

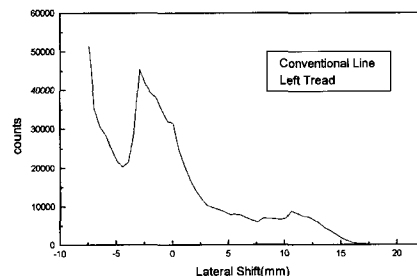


Fig. 7. Variation of contact frequency of left wheel in case of running CVL.

생하지 않고 있음을 알 수 있다. Fig. 5는 유천-청도 구간 주행시 플랜지 마멸지수의 변화를 보여준다. 곡선부를 지날 때 마멸지수가 큰 값을 보이는 것을 알 수 있다. Figs. 6~7은 차륜과 레일 사이의 횡변위의 접촉 빈도를 나타내며 이들 그림을 비교해 보면 고속선 주

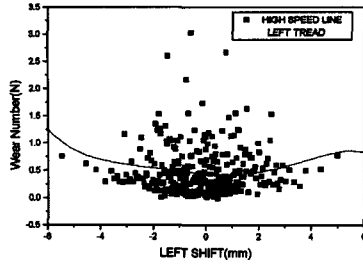


Fig. 8. Variation of wear number of left wheel depending on lateral shift in case of running HSL.

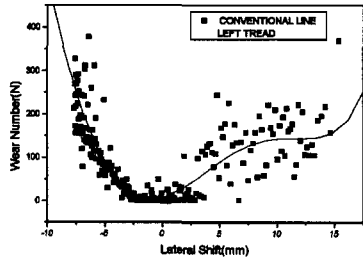


Fig. 9. Variation of wear number of left wheel depending on lateral shift in case of running CVL.

행시는 윤축이 선로중심선위에 위치할 때인 횡변위 0에서 가장 많은 접촉을 보이고 있고 좌우분포가 정규 분포형태를 취하고 있다. 기존선주행시는 기준위치보다도 플랜지부위의 접촉 빈도가 더 높은 것을 알 수 있다. 기존선주행시 담면부위는 거의 균일한 분포를 보이다가 횡변위 10~15 mm 부근에서 빈도가 높은 것을 알 수 있다.

4-2. 마멸패턴예측

Fig. 8은 고속선주행시 왼쪽차륜담면의 마멸지수 분포를 보여준다. 그림에서와 같이 마멸지수는 대부분 1 이하로 작으며 기준위치를 중심으로 대칭인 분포를 보여준다. 따라서 마멸패턴도 기준위치 접촉점을 기준으로 대칭인 형태를 보일 것이다. 주로 담면마멸이 구름접촉에 의한 마멸로 마멸지수가 작기 때문에 마모율과 마멸량도 매우 작을 것으로 예상된다. Fig. 9는 기존선주행시 왼쪽담면마멸의 예를 보여준다. 그림에서 알 수 있듯이 차륜 플랜지부위쪽이 접촉할 때 마멸지수가 큰 것을 알 수 있다. Fig. 7을 보면 플랜지쪽 담면의 접촉 빈도도 높기 때문에 이 부분의 마멸이 심하게 진전될 것을 예상할 수 있다. 일반적으로 마멸지수가 200이상일 때 과대마모가 발생하는 것으로 알려져 있는데 담면부위도 플랜지쪽 부위로 갈

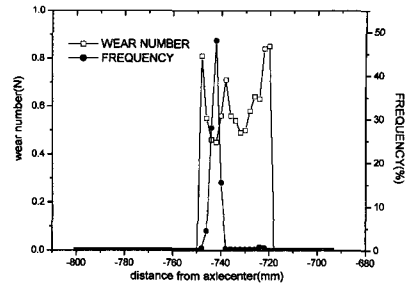


Fig. 10. Variation of wear number and contact frequency of left wheel depending on distance from axis center in case of running HSL.

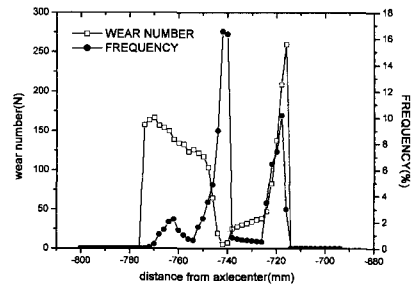


Fig. 11. Variation of wear number and contact frequency of left wheel depending on distance from axis center in case of running CVL.

수록 마멸수가 200이상으로 과대마모가 발생하는 것을 알 수 있다. Fig. 9를 보면 필드쪽 담면접촉의 경우 접촉횟수도 작고 마멸지수가 랜덤하게 분포하는 것을 볼 수 있는데 이는 접촉패턴이 일정하지 않은 것을 보여준다.

본 연구에서는 Kalker의 마멸계수와 AEA사의 마멸 계산방법을 적용하여 마멸량을 추정해보고자 하였다. Fig. 10은 고속선 주행시 Fig. 11은 기존선 주행시 왼쪽차륜의 마멸지수와 접촉빈도를 보여준다. 접촉빈도는 담면중앙부가 높지만 마멸지수가 작아 실제적인 마멸량은 접촉빈도가 높고 마멸지수도 큰 플랜지 부위가 마멸량이 큰 것을 알 수 있다. Fig. 12와 Fig. 13은 각각 고속선 주행시와 기존선 주행시 Kalker의 마멸식 (Eg. 3)와 AEA사의 마멸추정방법(Eg. 2)을 적용했을 때 구한 마멸패턴이다. 그림에서와 같이 AEA사의 방법이 Kalker의 마멸계수 적용방법보다 마멸량을 크게 예측하는 것을 알 수 있다. 앞으로 고속열차 운행과 함께 실측된 마멸량을 통하여 적절한 마멸계수를 적용한다면 좀더 정확한 마멸량을 해석적으로 예측하는 것이 가능하리라 판단된다.

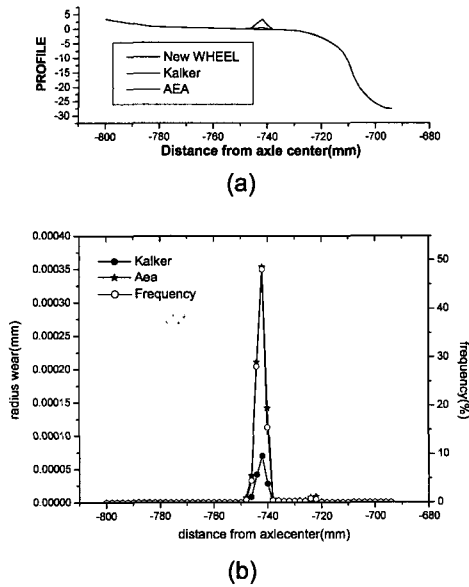


Fig. 12. (a) Wheel profile after running 120,000 km (HSL) (b) Variation of radius wear and contact frequency of left wheel depending on distance from axis center in case of running HSL.

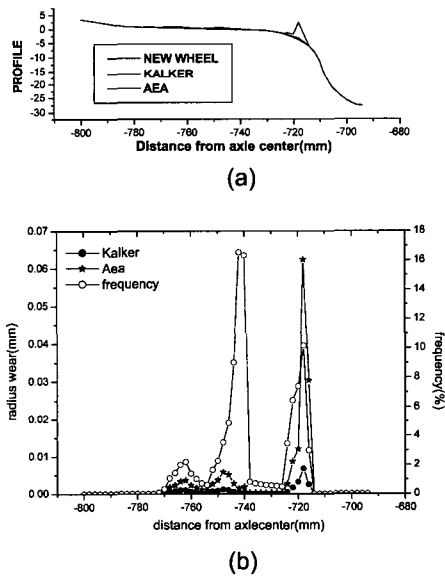


Fig. 13. (a) Wheel profile after running 1,200 km (CVL) (b) Variation of radius wear and contact frequency of left wheel depending on distance from axis center in case of running CVL.

4-3. 곡선반경에 따른 마멸지수 변화

Fig. 14는 곡선반경에 따른 마멸지수의 변화를 보여

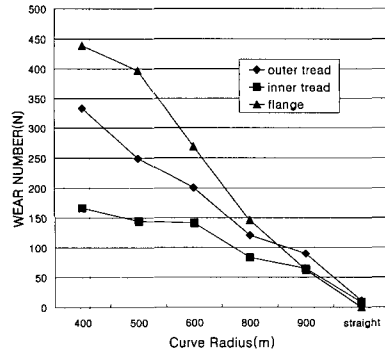


Fig. 14. Variation of wear number of 5th left wheel depending on curve radius.

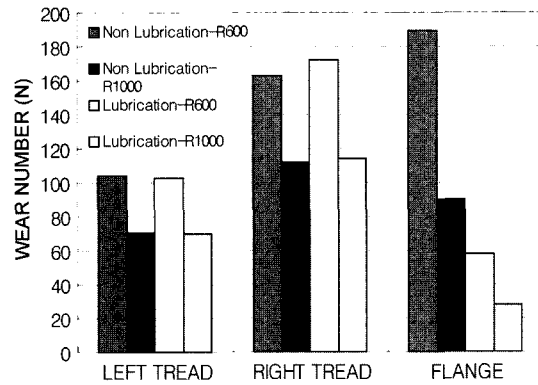


Fig. 15. Variation of wear number of 5th left wheel depending on non-lubricated and lubricated contact conditions in case of running curved track.

준다. 결과에서 알 수 있듯이 플랜지마모가 곡선반경에 따라 크게 영향을 받는 것을 확인할 수 있다.

4-4. 플랜지윤활이 차륜마멸에 미치는 영향

보통 불순물이 없는 건조마찰 조건에서 차륜과 레일 사이의 마찰계수를 0.3으로, 플랜지 부위가 윤활되는 경우는 보통 0.1이하 인 것으로 알려져 있다. 물론 실제 윤활시의 마찰계수 및 최적의 마찰계수의 선정 등은 앞으로 더 연구해야 할 부분이다. 본 연구에서는 윤활시 마찰계수를 0.1로 정하여 윤활 전·후의 마멸량의 차이를 비교해 보고자 하였다. Fig. 15의 해석결과를 보면 플랜지윤활을 통하여 답면마멸의 경우는 차이가 없으며 플랜지의 경우는 30% 정도의 마멸량 감소시킬 수 있다는 결과를 얻었다.

4-5. 캔트부족량에 따른 마멸수 변화

곡선부는 진입과 출구쪽에 주행안정성을 위해 완화

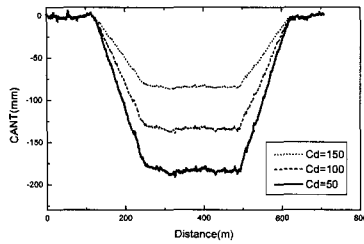


Fig. 16. Variation of cant deficiency at analysis section.

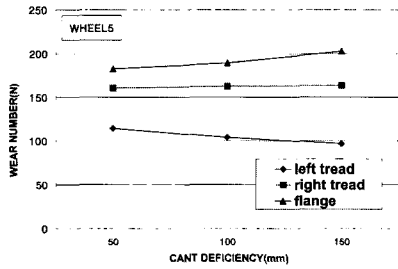


Fig. 17. Variation of wear number of 5th left wheel depending on cant deficiency.

곡선을 두고 있는데 완화곡선부와 곡선부의 설정칸트량도 마멸에 영향을 미치게 된다. 따라서 대구-부산 기존선 구간에서 가장 곡선비율이 높은 R600 m 선로 주행시 칸트부족량에 따른 마멸수의 변화를 검토하였다. 궤도틀림은 기존선값을 적용하였고 칸트부족량만 Fig. 16과 같이 3가지 경우에 대하여 해석하였다. 기존선에서 일반적으로 허용 칸트부족량을 100 mm으로 하는데 본 연구에서는 50 mm 정도의 칸트부족량 변동이 있을 때의 마멸지수 변화를 검토하였다.

Fig. 17을 보면 5번 차륜의 경우 칸트부족량이 클수록 플랜지마멸량은 증가하고 외측차륜담면의 마멸은 큰 변화가 없으며 내측차륜담면의 경우는 마멸량이 줄어드는 경향을 보이고 있다. 칸트부족량 100 mm일때의 값을 기준으로 했을 때 플랜지마멸량이 칸트부족량 150 mm일 경우는 7.0% 증가하고, 50 mm일 경우는 3.6% 감소하였다.

5. 결 론

본 연구를 통하여 다음과 같은 연구 결과를 얻었다.

1. 기존선 주행시 급곡선부에서의 플랜지 마멸이 차륜 마멸에 따른 삭정주기를 결정한다는 것을 확인할 수 있었다.
2. 곡선부에서의 칸트부족량도 플랜지 마멸에 영향

을 주는데 칸트부족량 50 mm 증가가 7.0% 플랜지 마멸량의 증가를 가져와 곡선부가 많은 기존선에서는 주행안정성을 해치지 않는 범위에서 칸트부족량의 적정 관리가 플랜지 마멸량을 감소시킬 수 있을 것으로 판단된다.

3. 플랜지운활을 통하여 플랜지 마멸량을 30% 감소시킬 수 있다는 해석결과를 얻었고 이에 따라 차륜제일 인터페이스에서의 최적운활은 매우 중요하다.

4. 기존의 동력학 해석 프로그램을 이용한 마멸패턴 예측기법을 수립하였다.

후 기

본 연구는 “한국고속철도건설공단”의 연구비지원으로 수행되었습니다.

참고 문헌

1. Z.U. Kragelskii, “Friction and wear,” Butterwoorths (London), 1965.
2. J. Halling, “A Contribution to the theory of mechanical wear,” *Wear* 34, pp.239-249, 1975.
3. E.F. Finkin, “An explanation of the wear of metals,” *Wear* 47, pp.107-117, 1978.
4. P. Clayton, “Wear behavior of pearlitic steels with particular reference to rails,” PhD Thesis, Brunel University, England, 1977.
5. P. Clayton, “Relations between wear behavior and basic material properties for pearlitic steels,” *Wear* 60, pp.75-93, 1980.
6. P.J. Bolton and P. Clayton, “Rolling-sliding wear damage in rail tyre steels,” *wear*, vol.93, pp.145-165, 1984.
7. P. Clayton, M.B.P. Allery and P.J. Bolton, “Surface damage phenomena in rails,” *Contact mechanics and wear of wheel/rail system*, university of waterloo press, pp.419-443, 1983.
8. P.J. Bolton, P. Clayton and I.J. McEwen, “Wear of rail and tire steels under rolling/sliding conditions,” *ASLE Trans.*, Vol.25, Jan. pp.17-24, 1982.
9. J.A. Elkins and B.M. Eickhoff, “Advances in non-linear wheel/rail force prediction methods and their validation,” *Proc. ASME Winter Conf.* New York, 1979.
10. I.J. McEwen and R.F. Harvey, “Full-scale wheel-on-rail wear testing : comparisons with service wear and a developing theoretical predictive method,” *Lubrication engineering*, Vol.41, pp.80-88, 1985.
11. T.G. Pearce and N.D. Sherratt, “Prediction of wheel profile wear,” *Wear*, 150, pp.355-365, 1991.

12. J.J. Kalker, "Simulation of the development of a railway wheel profile through wear," *Wear* 150, 355-365, 1991.
13. H. Krause and H. Lehna, "Investigation of tribological characteristics of rolling-sliding friction systems by means of systematic wear experiments under well-defined conditions," *Wear*, 119 153-174, 1987.
14. H. Lehna, "Experimental investigations of wear characteristics of technical dry rolling/sliding systems," *Proc. 3rd Int. Conf. on Contact Mechanics and Wear of Rail/Wheel systems, Cambridge, July p.22-26. 1990.*