

장대 레일의 축력을 추정하기 위한 보-기둥 이론 적용에 관한 연구

A Study on the Application of the Beam-Column Theory
to Presume the Axial Force of the Continuous Welded Rail

이 우 철* 류 호 진* 임 남 형** 이 진 옥***
Lee, Woo-Chul Ryu, Hyo-Jin Lim, Nam-Hyounge Lee, Chin-Ok

Abstract

The problem of determination of axial force in continuous welded rail(CWR) has attracted a number of railroad engineers due to its practical importance in prevention of accidents related to buckling and pull apart. In this paper, we investigated the application of the beam-column theory to presume the axial force in CWR and proposed the development process of the prediction equation and model to presume the axial force in CWR.

요 지

장대레일에 발생하는 축력은 좌굴 혹은 파단 등과 같은 사고의 예방에 있어서 매우 중요한 요소이므로 많은 철도 기술자들은 장대레일에 발생하는 축력 산정에 많은 관심을 나타내고 있다. 본 논문에서는 장대레일에 발생하는 축력을 추정하기 위한 보-기둥 이론의 적용성을 고찰하였으며 축력을 추정하는 방정식과 모델의 개발 과정을 제안하였다.

Keywords : Continuous welded rail, Axial force, Beam-column theory

핵심 용어 : 장대레일, 축력, 보-기둥 이론

* 정회원, 충남대학교 토목공학과 박사과정

** 정회원, 충남대학교 토목환경공학부 교수, 교신저자

*** 정회원, 충남대학교 토목환경공학부 교수

E-mail : nhrim@cnu.ac.kr 042-821-7005

•본 논문에 대한 토의를 2007년 12월 31일까지 학회로 보내
주시면 2008년 3월호에 토론결과를 게재하겠습니다.

1. 연구배경

우리는 많은 장점을 가지고 있는 레일의 장대화를 보다 안정하게 실현하기 위해서 장대레일에 발생하는 축력의 변화와 주요인자, 궤도 재료에 따라 전달되는 역학적인 거동을 이해해야 한다.

장대레일은 체결장치에 의해 도상, 침목 등에 이중 탄성 체결되기 때문에 부동구간이 형성된다. 장대레일 신축이론에 따르면 1도 변동시 약 19.6kN(2tf)의 축력이 발생하게 되고, 최대 40도 변동시 약 784kN(80tf)의 축력이 발생되어 과도한 축력으로 레일의 좌굴 및 파단의 문제가 유발된다. 또한 레일이 손상되었을 경우, 좌굴 및 탈선의 위험성은 더욱 높아지게 되는 등 부동구간에서 레일에 작용하는 축력은 장대 레일의 안정성에 위협요소가 된다.

식(1)은 신축이론식으로 부동구간에서는 레일의 온도차이($T_{Rail} - T_N$)에 의한 신축의 영향이 구속되어 내부 축력으로 작용하게 된다. 여기서 중립온도(Neutral Temperature, 이하 NT)는 국내에서 사용하고 있는 중위온도(中位溫度)와는 다른 개념이다. 중립온도(NT)란 순수한 레일의 축력이 0일 때의 레일의 온도 즉, 무응력 온도로 레일에 인장력과 압축력이 작용하지 않는 온도를 말한다.

$$P = AE\alpha(T_{Rail} - T_N) \quad (1)$$

P : 축력

A : 레일의 단면적

E : 레일의 탄성계수

α : 레일의 열팽창계수

T_{Rail} : 레일의 현재 온도

T_N : 레일의 중립온도(NT)

이는 해당 지역 레일의 연간 예상 최고 온도와 최저 온도의 산술 평균값의 의미인 중위온도(中位溫度)와는 크게 다르기 때문에 용어에 주의해야 한다. 중립온도(NT)는 장대레일의 축력 변동에 대한 매우 중요한 요소로 레일에 작용하고 있는 축력을 추정하기 위한 필

Table 1 중립온도(NT)에 변동을 주는 인자

중립온도(NT)에 변동을 주는 인자
· 교통량
· 기계화된 궤도 유지관리 작업
· 궤도의 체결 상태
· 도상의 상태
· 기후 조건
· 지반 조건
· 보수의 품질상태

수 사항이다. 만약 중립온도(NT)가 고정된 값을 갖는다면 신축이론식을 활용한 접근이 가능하겠지만 불행하게도 중립온도(NT)는 Table 1과 같이 레일의 운동학적인 요인과 유지관리작업으로 인한 요인 등 다양한 인자에 의해 변동하므로 과학적인 식으로 결정하는 것은 불가능하다.⁽¹⁾⁽²⁾ 또한 다양한 인자중 현재까지 절대적인 영향을 미치는 요인으로 정량화된 것은 없다.

현재, 독일의 DB 및 다른 유럽철도국에서는 중립온도로도 중위온도(中位溫度)+5℃를 사용하고 있는 실정이다. 우리나라에서는 중립온도 개념으로 설정온도를 사용하고 있는데 고속철도⁽³⁾의 설정온도는 25±3℃, 일반철도⁽⁴⁾의 설정온도는 25±5℃를 사용하여 인장력에 비해 보다 위험한 것으로 판단되는 압축력에 대해서 안전측을 두고 있는 실정이다. 현장에서는 정확한 설정이 어렵고, 또 정확한 설정이 이루어졌다고 해도 Table 1과 같은 다양한 인자에 의해 중립온도(NT)가 변동하기 때문에 장대레일의 축력 추정이라는 과제를 쉽게 풀지 못하고 있다.

2. 레일 축력 추정법

장대레일의 안정성 확보라는 관점에서 레일 축력 추정법⁽⁵⁾은 필요성이 극히 높은 기술 과제로 다양한 시도가 이루어지고 있지만 현재까지 충분한 성능을 가진 효과적인 추정법이 확립되어 있지 않다. Table 2는 축력 추정법 및 문제점을 나타낸 것으로서 기술된 추정법 모두 체결장치 및 침목, 도상 등의 다른 복합적인 요소의 영향을 배제하기 어려운 문제점을 갖고 있다.

Table 2 레일 축력 추정 방법 및 문제점

추정법	문제점
직접 스트레인 측정법	· 고정도의 레일 신축량의 측정치가 요구된다. · 레일을 체결하지 않고 축력 해방의 상태를 기준으로 하여야 한다. · 한정된 지점에서의 측정밖에 할 수 없다.
음향 탄성 측정법	· 금속재료 조직이나 형상, 온도 등의 영향을 받으므로 측정 부위 선택에 주의
투자율 측정법	· 레일을 체결하지 않은 축력 개방의 상태를 기준으로 한다. · 상대적인 응력 변화를 추정하는 방법
자기적 아코스틱 에믹션 방법	· 응력의 의존도가 비선형이다. · 재료의 마이크로 구조 등의 영향이 크다.
발크하우젠법	· 표면 응력의 측정이 주체이며, 레일 전체의 축력 측정에는 적합하지 않다.
X선법	· 표면 응력의 측정이 주체이며, 레일 전체의 축력 측정에는 적합하지 않다.
레일 진동모드법	· 레일 지지조건 등의 영향을 받는다.

국내의 연구 동향을 살펴보면, 체결구와 도상, 자갈의 영향이 배제된 장대레일의 부동구간에서 작용하는 순수한 축력에 대한 추정 연구는 전무한 실정이다.

국외의 연구 동향을 살펴보면, Kish⁽⁶⁾⁽⁷⁾는 보-기둥 이론을 이용한 종방향 축력 추정에 대한 연구를 선행하여 레일이라는 특수한 조건에 대하여 보-기둥 이론으로의 접근 가능성을 살펴보았다. 또 이를 통하여 TLV(Track Loading Vehicle)라는 차량을 활용한 축력 추정 시스템의 구축에 관한 연구를 선행하였다. Kish는 보의 처짐은 집중하중과 축력의 영향을 동시에 받는다는 보-기둥 이론을 사용하였다. 보-기둥 처짐 방정식의 경계 조건을 레일이 양단 고정 of 경계 조건을 갖을 때로 한정시키고 한정된 양단 고정 of 경계 조건에 따른 축력 및 하중 등의 영향을 하나의 수치 계수로 반영시킨 보-기둥 이론식을 사용하였다. 이를 통해 레일의 경계 특성에 따른 처짐의 영향을 평가하여 이를 통해 역으로 축력을 추정하는 연구를 하였다.

그러나 “궤도의 거동은 레일, 침목, 체결재가 결합하여 지반 위에 연속적으로 배치되므로 일정한 경계 조건을 갖지 않는다”라는 Kerr⁽⁸⁾의 선행 연구를 토대로 살펴보면, 레일의 경계 조건은 하나의 고정된 경계 조건을 갖는 것이 아닌 일정하지 않은 경계 특성을 갖는

것을 알 수 있다. 또한 레일의 경계 조건, 도상 저항력, 하중, 축력 등은 보의 처짐에 복합적인 영향을 미치므로 하나의 수치 계수가 반영된 보-기둥식만으로는 복잡한 레일의 거동을 모사한다는 것은 문제가 있다.

본 연구에서는 이러한 문제점을 극복하기 위하여 장대레일의 축력을 추정하는데 있어 중요한 모델 변수인 레일의 일정하지 않은 경계 조건과 다양한 도상 조건을 고려할 수 있도록 보-기둥 이론의 적용성을 고찰하였다. 축력을 추정하기 위해 가해지는 집중하중과 레일에 발생된 축력 등의 영향을 고려한 합리적인 보정 계수들을 반영하여 보-기둥 이론식에 수정을 가하였다. 국내의 전무한 축력 추정연구와 추정 모델 및 방법 구축을 위한 기초적인 자료를 제공하고자 한다.

3. 보-기둥 이론식의 적용

3.1 보-기둥 이론식의 수정

Fig. 1은 중앙부에 집중하중 Q가 재하되고 양단에 축력 P가 동시에 작용하고 있는 단순보이다. 단순보의 처짐은 집중하중 Q에 대한 영향을 받을 뿐만 아니라 축력 P에 따른 추가적인 처짐의 영향을 받게 된다. 레일의 일정하지 않은 경계조건(양단 고정~양단 힌지)에 대해서는 궤도의 연직방향 경계 특성을 나타내는 궤도 계수와 레일 종방향 경계 특성을 나타내는 종방향 도상 저항력의 함수인 경계 보정계수 λ_1 을 도입하면 레일의 경계 조건이 반영 될 수 있다. 그리고 경계 조건의 특성에 따른 집중하중 Q에 대한 연직방향 처짐의 영향을 처짐 보정계수 λ_2 로 반영하면 식(2)와 같은 수정된 보-기둥 이론식을 구할 수 있다. 식(2)에서 P_{cr} 은 단순지지된 레일의 탄성좌굴 축력을 나타내며, EI는 레일의 휨강성을 나타낸다.

$$\Delta = \Delta Q + \Delta P = \lambda_2 \cdot \frac{QL^3}{EI} \cdot \frac{1}{1 - \frac{P}{\lambda_1 P_{cr}}} \quad (2)$$

$$\lambda_2 = \Delta \cdot \frac{EI}{QL^3} \cdot \left(1 - \frac{P}{\lambda_1 P_{cr}}\right) \quad (3)$$

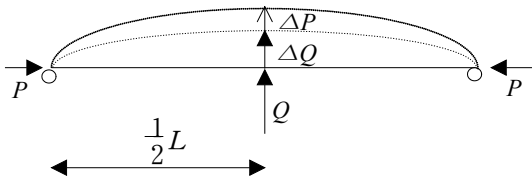


Fig. 1 beam-column

식(2)로부터 산출되는 처짐 보정계수 λ_2 에 대한 식(3)를 살펴보면, 처짐 보정계수 λ_2 는 경계특성 및 집중하중 Q, 축력 P의 영향이 모두 반영된 복잡한 계수이므로 정확한 처짐 보정계수의 산정을 위해 단순화 작업이 필요하다. 따라서 처짐 보정계수 λ_2 를 축력의 영향을 배제시켜 경계특성 및 집중하중 Q의 영향만을 고려하는 처짐 하중보정계수 λ_0 와 경계특성 및 축력 P의 영향만을 고려한 처짐 축력보정계수 λ_3 로 분할 독립시키면 식(2)는 식(4)와 같이 변형될 수 있으며 식(5)는 식(4)로부터 계산되는 레일에 발생된 축력 P에 대한 추정식이다.

$$\Delta = \Delta Q + \Delta P = \lambda_0 \cdot \frac{QL^3}{EI} \cdot \frac{1}{1 - \frac{\lambda_3 P}{\lambda_1 P_{cr}}} \quad (4)$$

$$P = \frac{\lambda_1 P_{cr}}{\lambda_3} \cdot \left(1 - \frac{\lambda_0 QL^3}{\Delta EI}\right) \quad (5)$$

3.2 축력 추정 모델

식(4), (5)와 같은 수정된 보-기둥 이론식을 장대 레일의 축력을 추정하는데 사용하기 위해서는 Fig. 2와 같이 레일과 침목을 연결하는 체결구를 일정구간에 걸쳐 해체한 후 이 구간(Unfastened Zone)의 중앙부에 집중하중 Q를 재하 하여야 한다. 이와 같은 방법을 사용하면 체결구가 해체된 구간에 있어서 침목과 도상 등의 영향을 배제하고 순수한 레일의 축력을 추정할 수 있는 장점이 있다. 본 축력 추정 모델은 미지의 축력이 레일에 발생된 상태에서 체결구 해체 구간 중앙부에 집중하중 Q를 재하하여 연직 변위를 측정하고 측정된 변위로부터 레일의 축력을 역산하는 방식이다.

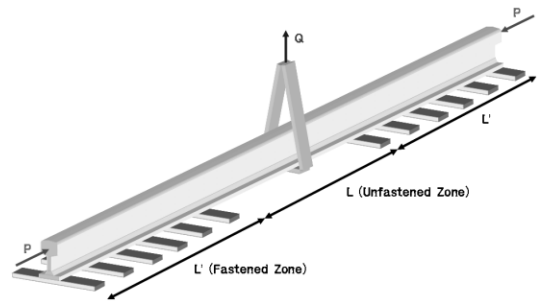


Fig. 2 축력 추정 모델

추정 시스템을 구축하기 위해서는 레일 종방향으로 필요한 최소길이 $(2L' + L)$ 와 축력을 측정하기 위하여 재하하는 집중하중 Q의 크기가 결정되어야 한다.

3.2.1 체결구 체결 구간 길이(L')

체결구 해체 구간(Unfastened Zone)에 작용시키는 집중하중 Q에 의해 체결구 체결 구간(Fastened Zone)에는 종방향 변위가 발생된다. 즉, 정확한 축력을 추정하기 위해서는 종방향 변위가 발생하는 체결구 체결 구간 내에는 신축이음매와 같은 저해요소들이 위치하면 안 된다. 그러므로 축력 추정시 필요한 최소한의 체결구 체결 구간의 길이 L'를 산정할 필요가 있다. 최소 길이 L'를 산정하기 위하여 KS60 레일을 사용하였으며, 궤도 계수(TM) 및 종방향 도상 저항력(R), 집중하중 Q(재하 장치의 크기와 작업의 용이성 등을 고려할 필요가 있으며 본 연구에서는 9.8kN에서 39.2kN까지 고려) 그리고 체결구 해체 구간의 길이(본 연구에서는 3m에서 12m까지 고려)를 주요 변수로 고려하였다. 범용 유한요소 해석프로그램인 ABAQUS

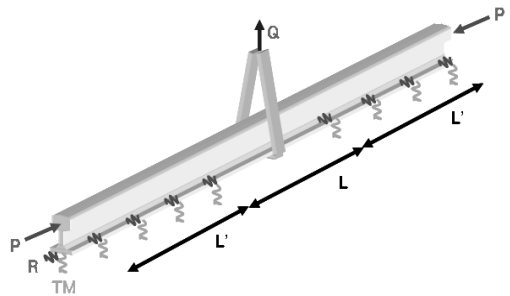


Fig. 3 해석 모델

6.5를 사용하여 Fig. 3과 같이 모델링하고 재료 및 기하 비선형 해석을 수행 하였다. 레일은 B23요소를 사용하였으며, 궤도계수는 탄성스프링 spring1요소, 종방향 도상 저항력은 비탄성 스프링 spring1요소를 사용하였다.

다양한 도상 조건을 고려하기 위해 궤도 계수⁽⁹⁾는 1,800N/cm/cm/rail~9,000N/cm/cm/rail의 값을 침목간격 0.6m를 고려하여 10,800kN/m~54,000 kN/m의 연직 방향 탄성스프링으로 모사하였고, 종방향 도상저항력은 3.33kN/m/rail~16.65kN/m/rail의 값을 0.002m의 탄성한계변위를 갖는 종방향 비탄성 스프링으로 모사하여 0.6m마다 적용하였다.

가정된 조건들 상태에서 해석 결과를 고찰하여 보면 궤도계수와 종방향 도상저항력이 가장 낮은 상태 (TM=1,800N/cm/cm/rail, R=3.33kN/m /rail)에서 체결구 체결 구간에 발생하는 종방향 변위가 가장 크게 나왔으며 이 상태에서의 레일의 종방향 변위 그래프는 Fig. 4와 같다.

Fig. 4에서 세로축은 최대 종방향 변위에 대한 각 지점의 종방향 변위 비율을 나타내며 가로축은 재하 하중 Q로부터의 거리를 나타낸다. Fig. 4로부터 본 연구에서 고려하는 체결구 해체 구간의 길이(L=3m~12m)와 집중하중 Q(9.8kN~39.2 kN) 범위에서는 약 200m 이상의 체결구 체결 구간 길이(L')가 필요함을 알 수 있다.

3.2.2 체결구 해체 구간 길이(L)와 집중하중 Q

체결구를 해체한 구간의 길이 L은 재하하는 집중하중 Q의 크기와 체결구를 해체하지 않은 일반 구간(Unfastened Zone)의 최대 종방향 변위에 영향을 미친다. 또한 실제 현장의 작업 편의성 및 인력, 시간의 소요에도 큰 영향을 주는 중요한 모델 변수가 되므로 체결구 해체 구간의 길이 L은 다양한 길이에 따른 시스템의 해석 결과를 합리적으로 평가하여 산정할 필요가 있다.

체결구 해체 구간 길이와 집중 하중의 크기는 상호 연관성이 있으며 다음과 같은 변수들을 고려하여 산정되어야 한다.

- 체결구 해체 구간에 있는 레일의 연직방향 좌굴

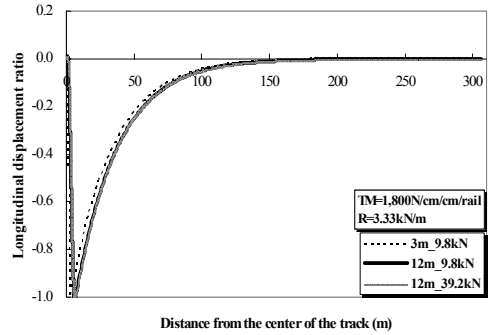


Fig. 4 체결구 해체 구간의 길이와 집중 하중 Q에 따른 체결구 체결 구간의 종방향 변위

(레일의 횡방향 좌굴은 특수 장비에 의해 구속되어야 함)

- 체결구 체결 구간에 발생하는 종방향 변위
- 레일 강의 허용응력
- 연직방향 변위 계측기기의 정밀성

체결구 해체 구간의 길이와 집중하중의 크기 산정 과정을 도출하기 위하여 중립온도(국내에서는 설정온도)가 Table 1과 같은 요인에 의해 국내의 중위온도(20℃, 국내의 경우 레일 온도 변화는 -20℃에서 60℃)까지 변동되었다고 가정하였다. 이러한 가정을 적용하면 레일에 발생할 수 있는 최대 축력은 약 40℃에 해당하는 784kN(80tf)이 된다.

체결구 체결 구간의 길이 L'은 3.2.1장의 결과로부터 약 200m 이상이 요구되므로 유한요소 모델링에서

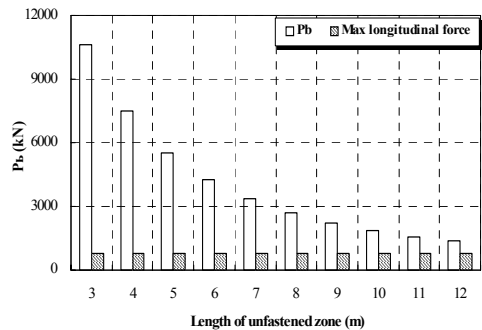


Fig. 5 길이 L 에 따른 최대 온도 변동시의 축력 및 좌굴 하중 P_b

는 길이 L' 을 300m로 취하였으며 양단의 경계 조건은 힌지로 가정하였다. Fig. 5는 체결구 해체 구간 길이(3m~12m)에 따른 발생 가능한 최대 축력 및 선형 좌굴해석을 통한 연직방향 좌굴하중 P_b 를 비교한 그림이다. 길이 L 이 10m이하일 때 축력이 좌굴하중 P_b 의 1/2이하의 안정된 범위를 갖는 것을 알 수 있다.

Fig. 6(a)(b)는 길이 L 을 변수로 좌굴하중 P_b 에 대한 종방향 도상 저항력의 영향 및 궤도 계수의 영향을 나타낸 그림이다. Fig. 6(a)에서 보는 바와 같이 모든 길이(3m~12m)에 대하여 종방향 도상저항력의 영향이 거의 없음을 알 수 있다. 이를 통해 측정 시스템의 좌굴하중 P_b 는 종방향 도상 저항력이 배제된 궤도 계수에 의해 지배됨을 알 수 있다.

Fig. 6(b)를 보면 길이 L 이 길어질수록 궤도 계수에 대한 좌굴하중 P_b 의 변동폭이 작아짐을 알 수 있

다. 즉, 길이 L 이 길어질수록(약 8m이상) 궤도 계수의 변화에 대해 일정한 범위의 경계 조건이 형성되어 경계 보정계수 λ_1 산정시 Regression 작업의 정도 향상을 기대할 수 있다. Fig. 5, Fig. 6(b)로부터 L 구간의 가능 길이는 8m에서 10m까지로 판단할 수 있다.

수직 집중하중 Q 에 의해 발생하는 레일의 종방향 변위는 종방향 도상 저항력의 상태에 영향을 미친다. 만약 레일에 발생하는 최대 종방향 변위가 도상 저항력의 탄성 한계 변위(elastic limit displacement) 0.002m를 초과하면 도상 저항력이 소성 범위에 도달하여 레일 축력 측정시 또는 후에 예상치 못한 다른 문제가 야기될 수 있다. Fig. 7은 여러 가지 하중 조건(9.8kN~39.2kN)에 따른 길이 L 과 최대 종방향 변위와의 관계를 나타낸다. 가정된 조건에서 발생하는 최대 종방향 변위는 모두 탄성 한계 범위(0.002m)

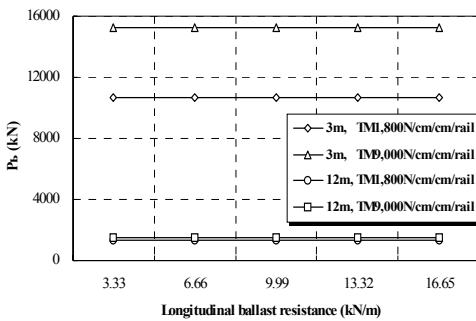


Fig. 6(a) 종방향 도상 저항력 vs 좌굴 하중 P_b

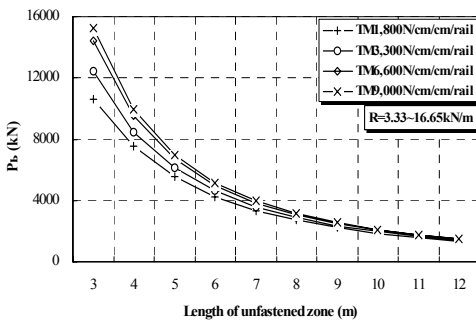


Fig. 6(b) 궤도 계수 변화에 따른 L 구간 길이 vs 좌굴 하중 P_b

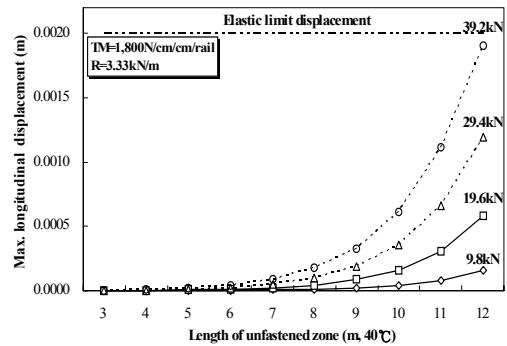


Fig. 7 하중 조건에 따른 L 구간 길이 vs 최대 종방향 변위

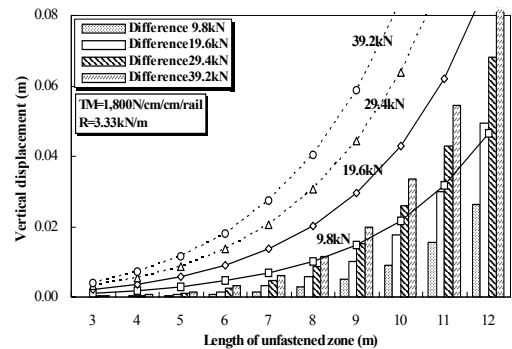


Fig. 8 하중 조건에 따른 L 구간 길이 vs 수직 변위 및 수직 변위차

이하임을 알 수 있다.

연직방향 계측 기기의 정밀성을 고려하여 본 연구에서는 최대 축력 발생 시 연직방향 변위가 0.02m 이상 그리고 축력이 없는 상태와의 연직 방향 변위 차가 0.01m 이상이 되도록 가정하였다. Fig. 8은 하중 조건에 따른 길이 L과 하중 재하 지점의 연직방향 변위와의 관계를 나타낸다. 점선 및 실선은 최대 축력 시 연직방향 변위를 나타내며 막대 그래프는 축력이 없는 상태와의 연직방향 변위차를 나타낸다. 하중 Q가 9.8kN인 경우, 체결구를 해체한 길이 L이 10m일 때 본 연구에서 가정한 조건(최대축력시 연직방향 변위 0.02m 이상, 축력이 없는 상태와의 연직방향 변위차 0.01m 이상)에 가장 부합된다. 하중 Q가 19.6kN일 경우에는 9m~10m, 29.4kN과 39.2kN인 경우에는 8m~10m일 때 가장 부합됨을 알 수 있다. 또한 계측 기기의 현장 이동성과 휴대성을 고려하여 본 연구에서는 최종적으로 L구간에 재하 하는 하중 Q는 19.6kN 그리고 길이 L은 9m로 결정하였다.

체결구 해체 구간 레일의 중앙부에 재하되는 집중하중 Q로 인하여 레일에 발생하는 법선응력이 항복응력을 초과하게 될 경우에는 2차적인 안전 문제가 발생될 뿐만 아니라 축력 예측 작업이 레일에 손상을 야기시키는 파괴적인 예측 작업이 될 수 있다. 그러므로 결정된 길이 L과 하중 Q에 의해 레일에 발생하는 법선응력을 검토하여야 한다.

Fig. 9는 도상 조건에 따른 최대 축력 발생 시 레일의 법선응력 분포도이다. "Bad"란 가장 열악한 도상 조건을 의미하며 궤도 계수가 1,800N/cm/cm/rail

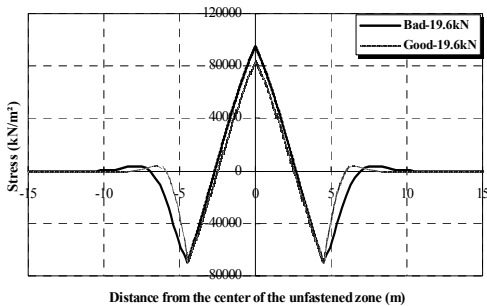


Fig. 9 경계 조건에 따른 레일의 법선응력 분포

이며 종방향 도상 저항력이 3.33kN/m이다. 또한 "Good"은 가장 좋은 도상 조건을 의미하며 궤도 계수가 9,000N/cm/cm/rail이며 종방향 도상 저항력이 16.65kN/m이다. Fig. 9로부터 레일에 발생하는 최대 법선응력이 레일의 항복응력⁽¹⁰⁾ (490,000kN/m²) 이하임을 알 수 있다.

3.3. 축력 추정 방정식 도출

3.1절에서 장대레일 궤도의 조건들을 고려하여 보기등 이론식을 수정하였으며 3.2절에서는 수정된 보기등 이론식을 적용하기 위한 축력 추정 모델을 결정하였다. 본 장에서는 결정된 추정 모델을 바탕으로 수정된 보기등 이론식에 사용되는 보정계수들의 산정 과정을 설명한다.

3.3.1 경계 보정계수 λ_1

경계 보정계수 λ_1 은 체결구 해체 구간의 레일 양단 경계 조건을 나타내는 계수로써 식(6)과 같이 레일의 탄성 좌굴 하중(P_b)을 산출하기 위한 유효 좌굴 길이 계수(K)와 관계있다.

$$P_b = \lambda_1 P_{cr} = \lambda_1 \frac{\pi^2 EI}{L^2} = \frac{1}{K^2} \cdot \frac{\pi^2 EI}{L^2} \quad (6)$$

Fig. 6(a)로부터 다양한 경계 조건의 레일 탄성 좌굴하중 P_b 는 종방향 도상 저항력에 영향을 받지 않고, 오직 궤도 계수의 영향을 받는 것을 알 수 있다.

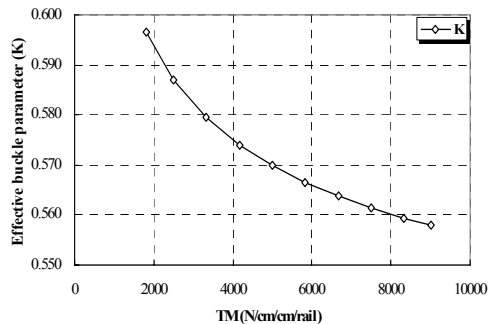


Fig. 10 궤도 계수 vs 유효 좌굴길이 계수

그러므로 λ_1 은 궤도 계수(TM)의 함수로 표현될 수 있다. Fig. 10은 궤도 계수(TM)와 레일의 유효 좌굴 길이 계수(K)와의 관계를 나타내며 경계 보정 계수 λ_1 은 식(8)과 같이 표현될 수 있다.

3.3.2 처짐 보정계수 λ_0, λ_3

Fig. 11은 추정 모델의 재료 기하 비선형 해석을 통해 얻어진 축력-처짐 곡선으로 식(3)를 이용하면 Fig. 12와 같은 처짐 보정계수 λ_2 와 축력의 관계를 구할 수 있다.

Fig. 12에서 축력이 0일때의 처짐 보정계수 λ_2 를 집중하중 Q에 의한 처짐 하중보정계수 λ_0 로 반영하면 Fig. 13 그리고 식(9)와 같이 궤도계수에 따른 λ_0 와 종방향 도상 저항력의 관계를 구할 수 있다. 또한 축력이 반영되는 처짐 보정계수 λ_2 를 처짐 축력보

정계수 λ_3 로 반영하면 Fig. 14 그리고 식(10)과 같이 종방향 도상 저항력에 따른 λ_3 과 궤도계수와의 관계를 구할 수 있다.

3.3.3 축력 추정식

이상과 같은 가정된 조건 하에서 산정된 보정 계수 식을 식(4)에 적용하면 식(7)과 같은 레일에 발생된 축력의 추정식이 산출될 수 있다. Fig. 15와 16은 종방향 도상 저항력에 따른 식(7)의 추정 오차를 보여주고 있다.

$$\text{축력 추정식 } P = \frac{\lambda_1 P_{cr}}{\lambda_3} \cdot \left(1 - \frac{\lambda_0 QL^3}{\Delta EI}\right) \quad (7)$$

$$\lambda_1 = 35.5423 * TM^5 - 70.5669 * TM^4 + 56.7235 * TM^3 - 24.01393 * TM^2 + 6.0713 * TM + 2.37285 \quad (8)$$

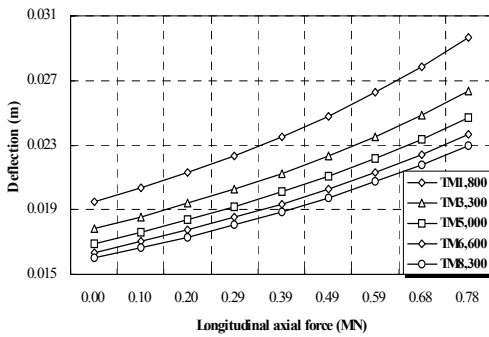


Fig. 11 TM에 따른 축력-처짐 곡선

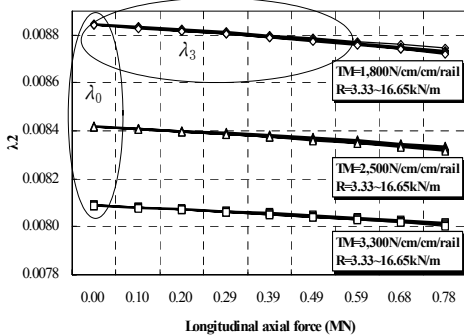


Fig. 12 경계 조건에 따른 λ_2 -축력 곡선

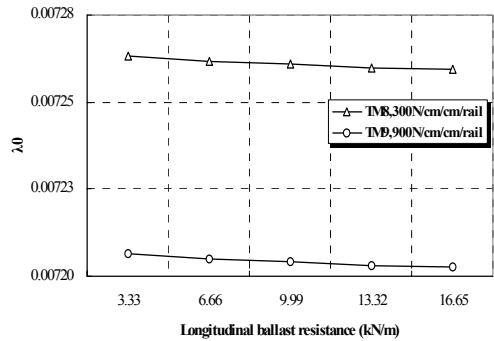


Fig. 13 λ_0 -종방향 도상 저항력 곡선

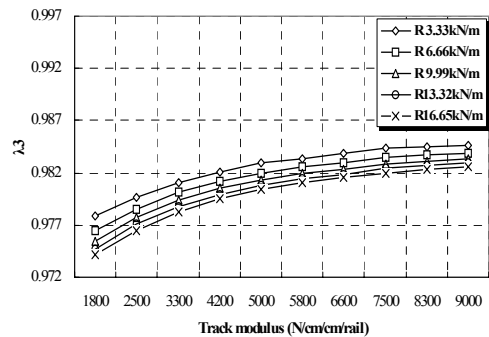


Fig. 14 λ_3 -궤도계수 곡선

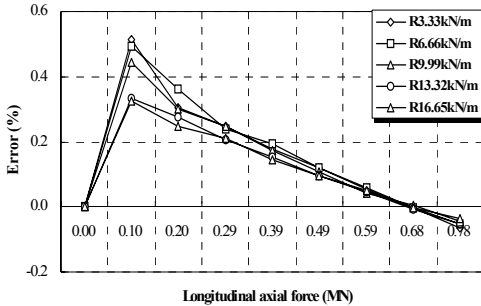


Fig. 15 압축력을 받는 레일의 종방향 도상 저항력에 따른 축력 추정 오차

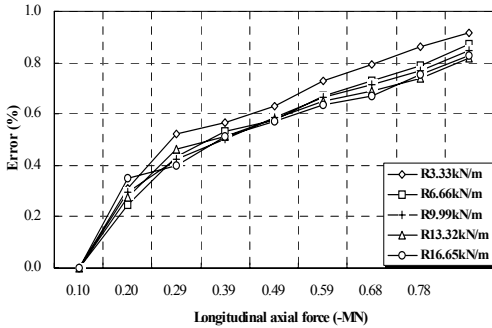


Fig. 16 인장력을 받는 레일의 종방향 도상 저항력에 따른 축력 추정 오차

$$\lambda_0 = A \cdot R^2 + B \cdot R + C \quad (9)$$

$$A = 16.62654 \cdot TM^6 - 33.16703 \cdot TM^5 + 25.50152 \cdot TM^4 - 9.39277 \cdot TM^3 + 1.6689 \cdot TM^2 - 0.1274 \cdot TM + 0.00472$$

$$B = 0.90054 \cdot TM^6 - 1.81868 \cdot TM^5 + 1.4236 \cdot TM^4 - 0.53909 \cdot TM^3 + 0.1009 \cdot TM^2 - 0.00889 \cdot TM + 0.00056$$

$$C = 0.70607 \cdot TM^6 - 1.60441 \cdot TM^5 + 1.51192 \cdot TM^4 - 0.76655 \cdot TM^3 + 0.22786 \cdot TM^2 - 0.04144 \cdot TM + 0.01145$$

$$\lambda_3 = A \cdot TM^4 + B \cdot TM^3 - C \cdot TM^2 + D \cdot TM + E \quad (10)$$

$$A = -2562058.98832 \cdot R^4 + 302627.84346 \cdot R^3 - 12561.27338 \cdot R^2 + 214.72619 \cdot R - 0.78032$$

$$B = -3142264.44915 \cdot R^4 + 370874.42023 \cdot R^3 - 15444.95046 \cdot R^2 + 267.55213 \cdot R - 0.86818$$

$$C = -1294221.28041 \cdot R^4 + 152824.04411 \cdot R^3 -$$

$$6408.75900 \cdot R^2 + 113.63794 \cdot R - 0.27169$$

$$D = -210440.35125 \cdot R^4 + 24930.98919 \cdot R^3 - 1059.97676 \cdot R^2 + 19.62477 \cdot R - 0.00316$$

$$E = 12310.28958 \cdot R^4 - 1484.36226 \cdot R^3 + 65.912602 \cdot R^2 - 1.40621 \cdot R + 0.97834$$

E, I : 레일의 탄성계수 (kN/m^2), 단면2차모멘트 (m^4)

P : 레일에 발생된 축력 (MN)

Q : $19.6kN$, P_{cr} : 단순지지된 레일의 좌굴축력 (kN)

R : 종방향 도상 저항력 (MN/cm)

TM : 궤도계수 (MN/cm)

Δ : 연직방향 변위 (m)

* TM 1800~9000N/cm/cm/rail은 침목 간격 0.6m를 고려하여 0.108~0.54MN/cm로 나타내었다.

R 3.33kN/m/rail~16.65kN/m/rail은 침목 간격 0.6m를 고려하여 탄성 한계변위 0.002m를 갖는 탄성 강성 0.01~0.05MN/cm으로 나타내었다.

4. 결론

본 논문에서는 장대레일에 발생되는 미지의 축력을 추정하기 위한 방안으로 보-기둥 이론의 수정과 적용성에 대해 기술하였다. 레일 양단의 경계조건과 종방향 도상 저항력 등의 영향을 합리적으로 반영할 수 있는 방안을 제시하였으며 가정된 조건 하에서 축력 추정식의 산출 과정과 그 결과를 제안하였다. 또한 수정된 보-기둥 이론식의 적용성을 확보하기 위해 축력 추정 모델의 여러 가지 조건(체결구 해체 구간의 길이, 체결구 체결 구간의 길이, 재하 하중의 크기)들의 산정 과정을 제안하였다. 제안된 축력 추정 과정에 대한 이론적인 검토 사항들은 지속적인 현장 실험과 수정을 통하여 국내의 전무한 축력 추정 연구에 기초 자료로 활용될 수 있을 것으로 판단된다.

감사의 글

이 논문은 2007년도 정부(과학기술부)의 재원으로 한국과학재단의 국가지정연구실사업으로 수행된 연구임. (No. R0A-2005-000-10119-0)

참고문헌

1. 이종득, 노해출판사, 철도궤도역학, 2001.
2. 서사범, 도서출판 열과알, 궤도시공학, 2001, pp. 171~181.
3. 고속철도선로정비지침.
4. 선로정비지침.
5. 서사범, 북갤러리, 개정2판 선로공학, 2006, pp. 594~595.
6. A. Kish, "Longitudinal force measurement in continuous welded rail from beam column deflection response", American railway engineering association, Vol. 88, bulletin No. 712. 1987.
7. A. Kish. "Rail Longitudinal force measurement evaluation studies using the track loading vehicle", American railway engineering association, Vol. 94 Bulletin No. 742. 1993.
8. A. D. Kerr, "An analysis of thermal track buckling in lateral plane", U.S Department of transportation, Federal Railroad Administration, Report No.FRA/DOSD-76-285, 1976.
9. Coenraad Esveld, 도서출판 열과알, Modern Railway Track 2th Ed., 2001.
10. A. Kish, "Track Buckling Prevention Seminar", US DOT/Volpe Center, 2004.

(접수일자 : 2007년 2월 26일)