

환경하중을 고려한 콘크리트 포장 피로모형의 개발

Development of Fatigue Model of Concrete Pavement Considering Environmental Loading

임진선* · 김연복** · 정진훈***

Lim, Jin Sun · Kim, Yeon Bok · Jeong, Jin Hoon

Abstract

Fatigue cracking occurs over long time period because dynamic strength of slab continuously decreases by vehicle loading repetitively applied to the concrete pavement. To more accurately predict the fatigue life of the concrete pavement, the stress due to environmental loading should be considered prior to calculating the stress due to the vehicle loading because the stress due to temperature and moisture distribution always exists within the slab. Accordingly, a new fatigue model considering the environmental loading was developed in this research by evaluating factors of existing fatigue models most widely used and by making data points from the models. The applicability of the new model was evaluated by performing a fatigue analysis on the general concrete pavement structure using local climatic and traffic conditions in Korea. It was concluded that the top-down cracking due to the tensile stress at top of the slab is dominant cause of the fatigue failure than the bottom-up cracking occurred at bottom of the slab. More advanced fatigue analysis considering vehicle speed is expected by developing this study.

Keywords : concrete pavement, fatigue model, environmental loading, shrinkage, top-down cracking

요 지

콘크리트 포장에 반복적으로 재하되는 차량의 하중에 의하여 슬래브의 동적강도는 꾸준히 감소하며 장기적으로 피로균열이 발생한다. 온도와 수분의 분포에 의하여 슬래브 내에는 항상 응력이 도입되어 있으므로 이를 고려한 후 차량하중의 영향을 추가해야만 보다 정확하게 콘크리트 포장의 피로수명을 예측할 수 있다. 따라서, 본 연구에서는 기존에 개발된 대표적 피로모형들의 각종 인자들을 평가하고 모형으로부터 데이터를 추출하여 환경하중을 고려하는 새로운 피로모형을 개발하였다. 국내 각 지역의 기상 및 교통조건을 사용하여 국내에서 일반적으로 시공되는 콘크리트 포장에 대한 피로해석을 수행하여 개발된 피로모형의 적용성을 평가하였다. 슬래브 하부에서 발생한 상향의 균열보다는 슬래브 상부의 인장응력에 의한 하향의 균열이 피로파손의 주요한 원인으로 판단되었다. 본 연구결과를 바탕으로 한 후속 연구를 통하여 차량의 속도가 고려된 피로해석도 수행될 수 있을 것으로 기대된다.

핵심용어 : 콘크리트 포장, 피로모형, 환경하중, 건조수축, 하향균열

1. 서 론

콘크리트 포장의 설계수명은 단순히 정의되지 않는다. 몇몇 엔지니어들은 콘크리트 포장의 설계 수명을 덧셈우기가 필요한 시점으로 정의하고, 반면 다른 이들은 1회~2회 정도의 덧셈우기가 완료된 시점까지라 정의한다(Fordyce 등, 1969). 이처럼 명확하게 정의를 내리기는 어렵지만 치명적인 파손이 발생되지 않고 공용되는 기간을 포장의 설계 수명이라고 할 수 있다.

콘크리트 포장의 수명에는 기층의 종류, 길어깨의 종류, 포장의 두께 그리고 기후조건 등 다양한 인자들이 영향을 미

친다. 줄눈 콘크리트 포장에 발생하는 응력은 교통하중과 환경하중에 의한 것으로 대개 콘크리트의 항복응력보다 훨씬 적은 수준이 발생하지만, 충분한 강도발현 이전에 발생한 콘크리트 포장의 초기 균열 및 미세균열의 장기적인 진전에 의한 파괴의 주된 요인은 교통 및 환경하중의 반복에 의한 피로파손이라 할 수 있다. 최근 50여 년 동안, 많은 학자들이 콘크리트 포장의 파손을 유발시키는 최대 인장응력과 하중 반복횟수 사이의 관계를 파악하고자 노력하였다. 위와 같은 연구를 통하여 콘크리트 포장 피로강도의 40%~50% 미만의 응력은 피로파손에 영향을 미치지 않음이 규명되었다(Fordyce 등, 1969).

*인하대학교 토목공학과 석사과정 (E-mail : coreplay@hanmail.net)

**정희원 · 한국건설기술연구원 도로시설연구부 책임연구원 · 공학박사 (E-mail : ybkim@kict.re.kr)

***정희원 · 교신저자 · 인하대학교 토목공학과 조교수 · 공학박사 (E-mail : jhj@inha.ac.kr)

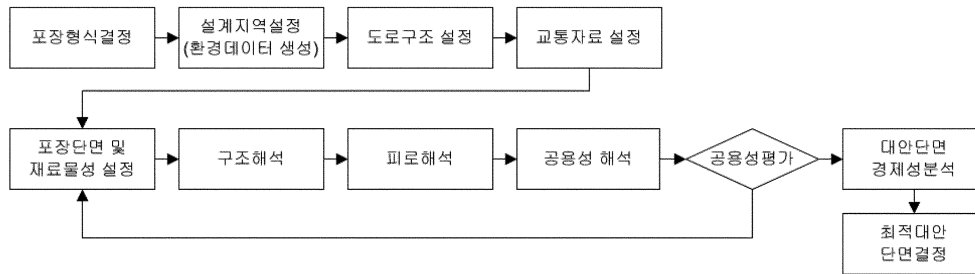


그림 1. 역학적-경험적 도로 포장설계 과정

최근에 와서 콘크리트 포장의 설계방법은 기존의 경험적 설계방식에 의한 포장의 두께 설계에서 벗어나, 최근 AASHTO에서 개발한 포장 설계법과 같은 역학적-경험적 설계방법으로 변화하고 있다. 이와 같은 역학적-경험적 설계방법은 그림 1과 같이 교통하중과 환경하중, 포장재료 등에 관한 다양한 변수에 대하여 역학적인 방법으로 응력, 변형률, 처짐 등을 산출하고, 경험적으로 개발된 모형으로 공용성을 예측하고 현장조건에 맞도록 보정하여 적정 요구수준의 공용수명을 가지는 포장을 설계하는 방법을 말한다. 이 역학적-경험적 설계방법은 기존의 설계 방법에 비하여 다소 복잡하여 간단히 포장의 단면을 결정하지 못하지만, 다양한 하중조건 하에서 여러 가지 재료와 단면 구조를 갖는 포장을 설계할 수 있으며, 지역별 기상조건을 반영하므로 해당 지역에 적합한 포장 단면을 결정할 수 있는 장점을 지닌다. 또한 같은 지역에서도 여러 가지 대안의 포장 단면을 설계할 수 있는 장점을 지닌다.

이 역학적-경험적 설계과정에서 포장의 공용수명 즉 설계수명을 결정하는 가장 중요한 부분은 설계과정에서 사용되는 피로모형이라 할 수 있다. 기존의 전통적인 피로모형은 응력-강도비와 피로수명과의 관계를 선도에 도시하는 모형이 일반적이지만, 이는 여러 가지 환경요인으로부터 기인되는 환경하중을 고려해야 하는 콘크리트 포장의 역학적-경험적 설계에 직접 적용하기에는 한계가 있다. 따라서, 본 연구는 콘크리트 포장의 피로모형에 대한 기존의 연구결과를 적극 활용하여 교통하중 뿐만 아니라, 환경하중을 합리적으로 고려할 수 있고 더 나아가 차량의 속도에 의한 영향까지 반영할 수 있는 피로모형을 개발하여 역학적-경험적 설계 논리에 합리적으로 적용하는 것을 목적으로 한다.

2. 콘크리트 피로수명에 영향을 주는 인자

콘크리트 피로모형의 기본적인 형태는 동적하중에 의한 최대응력과 콘크리트의 정적강도의 비인 와 파괴까지의 하중재하 횟수인 피로수명 간의 관계를 수식으로 표현하는 것이다. 콘크리트의 피로모형은 하중의 재하범위, 재하형태, 재하속도를 비롯하여 콘크리트 재료의 종류, 배합비, 재령, 습윤상태 등 여러 가지 인자에 영향을 받는다. 이와 같은 이유로 본 연구에서는 콘크리트 피로에 대한 기존의 연구에 대한 문헌조사를 통하여 피로수명에 영향을 주는 인자의 연구동향을 검토하였으며, 이를 통하여 콘크리트 포장 설계에 적용 가능한 인자에 대하여 살펴보았다.

Darter는 콘크리트 포장의 사용성에 기초하여 포장체, 줄눈

부, 길어깨, 배수 등의 설계에 포괄적으로 고려 가능한 전체적인 설계 과정을 제안하고 이를 컴퓨터 프로그램화 하였다 (1979). 이를 위하여 그는 콘크리트의 피로에 영향을 주는 인자에 대한 기존의 여러 실내실험 연구결과를 수집하여 조사하였고, 이를 다음과 같이 요약하였다.

1. 응력-강도비 S 는 피로수명의 가장 중요한 독립변수이다.
2. 실내 실험에서 20,000,000회 이상의 하중 반복횟수는 무의미하며, 10,000,000회의 반복하중에서 피로파손을 발생시키는 응력-강도비는 대략 55% 정도이다.
3. 반복하중의 재하범위, 즉 최소 휨 인장응력과 최대 휨 인장응력 사이의 범위는 피로수명에 중요한 영향을 미치며, 최소응력이 0에 가까워질수록 피로수명이 줄어든다.
4. 변동 하중진폭 따라서 피로수명이 달라지므로 이를 고려한 비선형 누적손상모형을 사용할 수 있으나, 선형 누적손상모형(Miner 1945)을 적용하여도 어느 정도는 합리적이다.
5. 하중 반복 후의 휴지기는 피로수명을 증가시키는데, 이는 휴지기 동안 시편이 어느 정도 회복되기 때문이다.
6. 몇몇 제한된 실험에서는 높은 함수량을 지닌 시편의 피로수명이 더 짧았지만, 다른 실험에서는 함수량이 피로수명에 매우 작은 영향을 미쳤다. 따라서, 피로수명에 미치는 함수량의 영향은 완벽하게 규명되지 않았고, 더 많은 실험이 필요하다.
7. 실내실험 동안 콘크리트의 강도는 시감에 따라 증가하였는데, 이로 말미암아 피로수명도 증가하였다.

이와 같이 콘크리트의 피로수명은 응력-강도비 뿐만 아니라 다양한 인자에 의하여 영향을 받으며, 이에 관하여 연구자들은 다양한 실험을 실시하였다.

2.1 응력-강도비의 영향

피로거동에 대한 일반적인 피로모형인 $S-N$ 모형은 동적하중에 의하여 부재에 발생하는 최대응력의 정적강도에 대한 비, 즉 응력-강도비 S 와 파괴시의 재하 횟수인 피로수명 N 과의 관계를 Wohler곡선으로 식 (1)과 같이 표현된다.

$$S = \frac{S_{\max}}{f} = a + b \cdot \log_{10} N \quad (1)$$

여기서,

S : 동적하중에 의한 최대응력과 정적강도의 비

f : 정적 극한강도 (MPa)

S_{\max} : 동적하중에 의한 최대응력 (MPa)

N : 피로수명 (회)

a, b : 실험을 통해 결정되는 계수

Dater는 Kesler(1953, 1970), Ballinger(1971), 그리고 Raithby와 Galloway(1974)의 4번에 걸친 140개의 콘크리트 빔 시편에 대한 피로실험 결과를 검토하였고, 최소지승법으로 회귀분석하여 50%의 파괴확률에 대하여 식 (2)와 같은 피로모형을 제안하였다(1977). 또한, 이를 설계에 적용하기 위하여 현장 데이터로 보정하여 24%의 파괴확률을 갖는 설계모형도 식 (3)과 같이 제안하였다.

$$\log_{10}N = 17.61 - 17.61(S) \quad (P=50\%) \quad (2)$$

$$\log_{10}N = 16.61 - 17.61(S) \quad (P=24\%) \quad (3)$$

여기서, P 는 파괴확률(%) 이다.

PCA(Portland Cement Association)의 회원인 Packard와 Tayabji는 Kesler(1953, 1970), Fordyce(1969), 그리고 Ballinger (1971)의 기존 연구결과를 분석하여 파괴확률 5% 이하의 PCA 피로모형을 제안하였다(1985). 동적하중에 의한 최대응력의 재령 28일 휨인장강도에 대한 비의 한계를 45%로 가정하고 그 이하는 피로수명에 전혀 영향을 미치지 않는다고 정의하였으며, 응력-강도비 45%~55% 사이와 55% 이상에 대한 피로수명도 식 (4)에서 식 (6)까지와 같이 제안하였다.

$$\log_{10}N = 11.737 - 12.077S \quad (S \geq 55\%) \quad (4)$$

$$N = (4.2577 / (S - 0.4325))^{3.268} \quad (45\% \leq S \leq 55\%) \quad (5)$$

$$N = \infty \quad (S \leq 45\%) \quad (6)$$

또 다른 형태의 피로모형은 AASHTO Road Test의 현장 데이터로부터 개발된 식 (7)의 지수식 형태의 모형으로(Shi et al., 1993), 지수식 모형은 현장의 데이터로 모형의 보정이 용이한 장점이 있어 널리 사용된다.

$$S = AN^{-B} \quad (7)$$

여기서, A 와 B 는 실험을 통하여 결정되는 계수이다.

2.2 최소-최대응력비의 영향

Murdock과 Kesler는 반복하중 재하시 발생하는 최소응력과 최대응력의 비 $R(=S_{min}/S_{max})$ 이 콘크리트의 피로수명에 영향을 미친다고 최초로 보고하였다(1958). 그들은 6inch × 6inch × 64inch 크기의 빔 시편에 대하여, 최소응력을 70psi로 고정시키고, 최소응력과 최대응력비 R 을 0.13~0.18, 0.25, 0.50, 그리고 0.75로 변화시키면서 실험을 실시하였다. 그 결과, 피로강도의 정적강도에 대한 비가 하중 재하횟수에 따른 최소-최대응력비별로 그림 2와 같이 차이를 나타내며 감소하였다. 또한, 최소-최대응력비별 피로모형은 식 (8)에서 식 (11)까지와 같이 제안되었다.

$$S(\%) = -4.7\log(N) + 94.5 \quad (R=0.13 - 0.18) \quad (8)$$

$$S(\%) = -4.5\log(N) + 94.5 \quad (R=0.25) \quad (9)$$

$$S(\%) = -3.1\log(N) + 95 \quad (R=0.50) \quad (10)$$

$$S(\%) = -1.6\log(N) + 96 \quad (R=0.75) \quad (11)$$

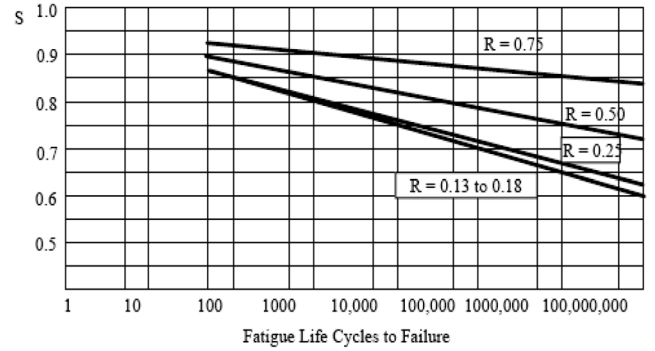


그림 2. 피로수명에 미치는 최소-최대응력비의 영향 (Murdock et al., 1958)

Murdock과 Kesler의 연구(1958) 이후, Aas-Jackobsen (1970), Awad와 Hilsdorf(1974), Tepfer와 Kutti(1979)은 최소-최대응력비가 피로수명에 중요한 영향을 미친다고 보고하였다. Aas-Jackobsen은 Murdock과 Kesler(1958)의 피로모형과는 달리 하나의 피로모형인 식 (12)의 형태로 최소-최대응력비를 고려할 수 있도록 하였고, 모형에 보인 상수 β 는 0.064로 제시하였다(1970). Tepfer와 Kutti는 압축 및 활렬 인장 피로실험에 대해서는 β 를 0.0685로, 휨인장 피로실험에 대해서는 β 를 0.0690으로 제시하였다(1979).

$$S = 1 - \beta(1 - R)\log N \quad (12)$$

Shi는 최소-최대응력비를 고려할 수 있는 실험을 실시하였고, 등가 피로수명(N_{Eq})을 $N^{(1-R)}$ 로 정의하고 Weibull 분포를 사용하여 앞서 보인 식 (7)과 유사한 지수식 형태의 피로모형을 식 (13)과 같이 제안하였다(1993).

$$S = AN^{-0.0422(1-R)} \quad (13)$$

여기서, A 는 생존확률에 따른 계수로서 표 1과 같이 나타내었다.

Cornelissen과 Reinhardt는 최소응력의 크기가 콘크리트의 피로거동에 미치는 영향을 살펴보기 위하여, 최대응력을 고정시키고 최소응력을 변화시키며 직접 인장강도 피로실험을 실시하였다(1984). 동적하중에 의한 최대 인장응력을 정적 인장강도의 40%와 90%의 사이에서 고정시키고, 최소응력은 정적 인장강도의 0%, 20%, 30%, 그리고 40%로 변화시키며 실험을 실시하였다. 또한 최소응력의 상태가 인장의 영역을 벗어나 압축으로 역전되었을 때를 고려하여 정적 압축강도의 10%, 15%, 20%, 그리고 30%의 하중을 재하하면서 피로실험을 실시하였다. 그 결과로서 최소응력이 인장 및 압축의 영역에 있는 경우에 대하여 시편의 습윤상태별로 식 (14)에서 식 (16)까지의 피로모형을 제시하였다.

표 1. Shi의 피로모형에 사용된 생존확률 계수 (1993)

생존확률	0.95	0.90	0.80	0.70	0.60	0.50
A	0.9611	0.9843	1.0067	1.0190	1.0289	1.0380

최소응력이 인장의 범위일 때:

$$\log N = 14.81 - 14.52 \frac{S_{\max}}{f_c} + 2.79 \frac{S_{\min}}{f_c} \quad (\text{건조된 시편}) \quad (14)$$

$$\log N = 13.92 - 14.52 \frac{S_{\max}}{f_c} + 2.79 \frac{S_{\min}}{f_c} \quad (\text{코팅된 시편}) \quad (15)$$

최소응력이 압축의 상태로 역전되었을 때:

$$\log N = 9.36 - 7.93 \frac{S_{\max}}{f_c} + 2.59 \frac{S_{\min}}{f'_c} \quad (\text{건조 및 코팅된 시편}) \quad (16)$$

2.3 하중 재하속도 및 재하횟수의 영향

Kesler는 하중 재하횟수 및 재하속도가 콘크리트 피로수명에 미치는 영향을 알아보기 위한 실험을 실시하였다(1953). 6inch × 6inch × 64inch 크기로서 3,500psi와 4,500psi의 두 가지 압축강도를 갖는 100개의 시편에 대하여 분당 재하횟수를 70회~440회 사이에서 변화시키면서 실험을 실시하였다. 1,000회 미만의 하중재하 후 측정된 강도는 하중 재하빈도에 따라서 평균값을 기준으로 약 ±7% 범위에서 변화하였으나 1,000회 이상이 재하되면서 약 ±4%로 줄어드는 것으로 측정되어 전반적으로 하중 재하속도가 피로수명에는 크게 영향을 미치지 않는 것으로 결론지었다.

Raithby와 Galloway는 시편에 대한 정적 하중실험을 실시할 때, 하중 재하속도가 강도에 매우 커다란 영향을 미치는 것을 발견하였다. 하지만, 피로실험에서는 하중 재하속도가 강도에 큰 영향을 미치지 않는다고 보고하였다(1974).

Hsu도 하중 재하속도가 피로수명에 미치는 영향을 조사하기 위하여 다양한 재하빈도 하에서 실험을 실시하였다. 하중의 재하빈도에 따라 피로의 경향이 변화하였으며, 그림 3과 같이 하중의 재하횟수가 1,000회보다 적은 영역과 큰 영역에서 각각 다른 경향을 나타내었다. 특히, 하중 재하횟수가 적은 경우 하중 재하속도가 빠르면 정적강도보다 큰 응력을 발생시키는 동적하중을 가하여야 파괴가 발생하였다(1981). 따라서, 그는 하중 재하횟수를 1,000회 이하와 1,000회 초과 의 두 개 범위로 구분하고, 각각에 대하여 하중 재하속도를 고려할 수 있는 피로모형을 개발하였다.

Hanson 등(1974)과 Murdock(1965)은 응력-강도비가 75% 미만일 때, 피로수명은 하중 재하빈도가 1Hz~15Hz의 범위에서 약간의 변화가 있다고 보고하였으며, Furtak(1984)도 하중 재하속도를 고려한 피로모형을 제안하였다. Graf와 Brenner(1934)은 하중 재하빈도가 4.5Hz~7.5Hz의 범위에 있을 때에는 피로수명이 거의 영향을 받지 않으며, 재하빈도가 16Hz보다 커지면서 피로수명이 줄어들기 시작한다고 보고하였다. 또한, Zhang은 콘크리트의 피로모형에 대하여 하중 재하속도와 최소-최대응력비 뿐만 아니라, 물시멘트비, 골재종류 그리고 최소 인장응력에 대한 압축으로의 역전효과 등에 대하여 기존의 문헌고찰 및 실험을 통한 포괄적인 연구를 수행하였고 식 (17)과 같은 피로모형을 제안하였다(1996).

$$S = C_f [1 - (1 - R')^\beta] \log N \quad (17)$$

여기서,

β : 콘크리트 재료특성에 따른 상수(일반 콘크리트일 때 0.87)

R' : 응력 역전을 고려한 최소-최대응력의 비

$$R' = R = \frac{S_{\min}}{S_{\max}} \quad (R' \geq 0)$$

$$R' = \left| \frac{f_r}{f'_c} \right| R \quad (R' \leq 0)$$

f_r : 휨인장강도

f'_c : 압축강도

C_f : 하중 재하속도에 따른 상수

$$C_f = ab^{-\log f} + c \quad (18)$$

f : 하중 재하빈도(Hz)

a, b, c : 콘크리트 재료특성에 따른 상수($a=0.294, b=0.920, c=0.796$)

2.4 휴지기의 영향

Hilsdorf와 Kesler는 하중재하 후 휴지기가 피로수명에 미치는 영향에 대한 연구를 하였다(1966). 그들은 185개의 습윤양생된 빔 시편에 대하여, 최소응력을 최소-최대응력비의 0.17이 되도록 고정하고, 최소-최대하중의 진폭을 변화시켰다. 그리고 피로수명에 미치는 휴지기의 영향을 검토하기 위하여, 4,500회 하중 재하 후, 1분, 5분, 10분, 20분, 그리고 27분의 각기 다른 시간의 휴지기를 주는 작업을 콘크리트가 파괴될 때까지 반복적으로 수행하였다. 그 결과, 휴지기가 증가할수록 같은 응력-강도비에서도 피로수명이 증가하는 것으로 나타났다. 피로수명이 긴 경우, 휴지기는 피로수명의 변화에 상당히 큰 영향을 미치는 것도 알 수 있었다. 그러나 피로수명이 짧을 때에는 휴지기의 영향이 그다지 크지 않았다. 피로강도(응력-강도비)는 휴지기가 5분으로 커질 때까지만 증가하였고 그 이상의 휴지기는 피로강도에 영향을 미치지 않았다. 위 실험 결과는 통계적 분석을 통하여 더욱 명확히 나타낼 수 있었는데, 휴지기 없이 계속 일정한 하중을 재하시킨 시편은 응력-강도비 0.65에 해당하는 하중을 10,000,000회 반복하였을 때 파괴 확률이 0.75였지만, 휴지기를 가진 시편은 같은 응력-강도비와 재하횟수에서 파괴확률이 0.22였다. 파괴시의 인장 변형률은 재하 된 하중에 대한 응력수준에 상관없이 0.0025 정도로 관찰되었고, 휴지기가 길어질수록 변형율이 줄어들어 파괴에 이르는 피로수명이 증가함을 발견하였다.

2.5 습윤조건 및 재령의 영향

Murdock과 Kesler는 피로수명에 미치는 콘크리트 습도의 영향을 알아보기 위하여 건조시킨 시편과 수분이 빠져나가지 못하게 완전히 코팅한 시편을 각각 실험으로 비교하였으며, 그 차이가 무시할 만한 수준이라고 보고하였다(1958).

Raithby와 Galloway는 콘크리트의 피로수명에 미치는 습윤조건, 재령, 하중변화율의 영향에 대하여 연구하였다(1974). 위 실험은 102mm × 102mm × 510mm 크기의 빔 시편을 3일부터 28일까지 다양한 기간 동안 수중양생한 후 수행되었다. 하중 크기의 영향을 조사하기 위하여 최소응력은 0보다 약간 크게 하여 시편을 고정시키고 최대응력은 정적강도의 55%에서 95%까지 변화시키면서 실험을 실시하였다. 습윤조

건을 고려하기 위하여 다음과 같이 4가지 조건하에서 실험을 실시하였다.

- 1) 실험기간 내내 포화된 시편
- 2) 실험 직전 1주일 동안 대기에서 건조시킨 시편
- 3) 실험 직전 일주일 동안 105°C 오븐에서 건조시킨 시편
- 4) 3주일동안 오븐에서 건조시키고 다시 습윤상태로 만든 시편

정적강도 및 피로수명은 3번, 1번, 2번 시편의 순서로 크게 나타났다. 4번 시편의 정적강도는 1번과 3번 시편 정적강도의 사이였지만, 피로수명은 1번 시편의 피로수명과 비슷하였다. 1번 시편은 응력-강도비의 변화에 의한 피로수명의 변화가 가장 작은 것으로 나타났다.

Raithby와 Galloway는 피로수명에 대한 재령의 영향에 대하여 연구하였으며, 3년까지 양생시킨 재료에 대하여 피로실험을 실시하였고, 결과 재령에 따라 콘크리트의 강도가 증가하여 피로수명이 증가한다는 사실을 밝혀내었다(1974). Cornelissen과 Reinhardt는 건조된 시편과 코팅되어 습윤상태에 있는 시편에 대하여 최소응력을 압축과 인장 영역에 변화시키면서 실험을 실시하여 앞서 보인 식 (14)에서 식 (16)까지의 피로모형을 개발하였다(1984).

2.6 골재의 영향

콘크리트의 피로수명에 미치는 골재의 영향에 관한 연구가 다양하게 수행되었다. Raithby와 Galloway는 골재의 종류를 달리하면서 휨인장, 할렬인장, 직접인장 실험을 수행하였다(1974). 균열은 콘크리트의 골재를 통과하지 않고 골재 주위로 진전되며 파괴가 발생하였으며, 모르타르와 골재 간의 점착력이 손실이 파괴의 주요 요인으로 밝혀졌다. 골재의 종류 중 석회암을 사용한 시편이 다른 골재를 사용한 시편보다 직접인장에는 약하였고, 휨인장에는 강하였으며, 할렬인장강도는 비슷한 것으로 나타났다.

Klaiber와 Lee는 굵은 골재의 종류가 피로수명에 미치는 영향에 관하여 연구하였다(1982). 강자갈로 제작된 콘크리트 시편이 석회암으로 제작된 시편보다 높은 응력 수준에서 피로수명이 더 길었는데, 낮은 응력수준에서는 그 차이가 명확하지 않았다. 잔 골재의 종류는 피로거동에 영향을 미치지 않는 것으로 나타났다. 강자갈로 제작된 콘크리트는 골재와 모르타르의 접촉면에서 주로 발생하여 균열이 골재를 관통하는 경우가 거의 없었으나 석회암으로 제작된 콘크리트에서는 균열이 골재를 관통하는 경우도 발견되었다.

Cornelissen과 Reinhardt는 다양한 하중 하에서 직접인장 및 인장-압축의 반복 재하실험을 수행하여 콘크리트의 피로거동을 연구하였다(1984). 그들은 피로에 의한 콘크리트 인장강도의 변화가 미세균열의 진전 및 시멘트와 골재사이의 결합력 때문에 콘크리트의 강성과 내구성이 변화하여 발생한다고 제안하였다.

Zhang 등은 자갈, 슬래그, Ceramsite 등의 다양한 골재로 실험을 실시하여 콘크리트 피로수명에 미치는 골재의 영향을 연구하였다(1996). 그 결과, 경량 콘크리트의 휨인장강도와 압축강도가 일반 콘크리트보다 훨씬 작더라도 골재의 구성에 따라서는 피로수명이 더 길어질 수도 있음을 밝혀내었다.

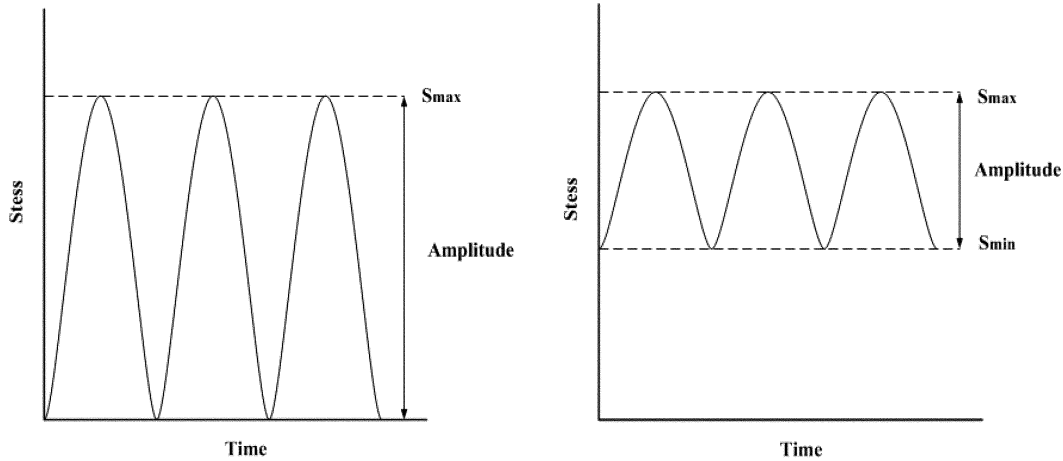
3. 피로모형 개발

콘크리트 피로수명에 영향을 미치는 인자의 검토결과를 요약하면, 콘크리트의 피로수명은 재료적 요인과 하중에 의한 요인, 습도와 같은 환경적 요인에 의하여 영향을 받을 수 있었다. 재료적 요인의 인자는 기존의 S-N 모형으로도 그 인자를 표현할 수 있지만, 하중에 의한 요인 및 환경적 요인은 기존 S-N 모형으로 표현할 수 없음을 알 수 있었다. 이 중 특히 하중에 의한 요인인 최소응력과 최대응력의 비 $R(=S_{min}/S_{max})$ 은 같은 응력-강도비 수준에서도 R 의 변화에 따라서 피로수명이 다르게 예측되게 하는 중요한 인자임을 알 수 있었다. R 을 콘크리트 포장에 적용 시 S_{min} 은 포장이 시공된 후 교통하중이 재하되기 전에 온도 및 습도에 의한 환경하중에 의하여 슬래브에 도입된 응력으로 생각할 수 있으며, S_{mix} 는 환경하중이 가해진 상태에서 교통하중이 재하될 때의 응력이라 생각할 수 있다. 콘크리트 슬래브의 변형과 응력을 유발하는 온도와 건조수축 등의 환경하중은 교통하중에 비하여 그 중요성이 매우 과소평가되어 왔고 포장에 미치는 역학적 역할도 명확히 규명되지 않았기 때문에 현재 까지도 환경하중보다는 교통하중 위주로 콘크리트 포장의 설계가 이루어지고 있다. 온도 및 습도에 의한 켈링 및 외팽 현상은 이미 오래 전부터 보고되었으나, 이러한 환경하중에 의하여 포장체에 발생하는 응력을 역학적으로 해석하는 방법은 근래에 와서야 여러 연구자에 의하여 제안되고 있다 (Jeong et al., 2004, Wells et al., 2006).

기존 대부분의 피로모형은 그림 3(a)와 같이 최소응력을 고려하지 않고 최대응력만을 발생시키면서 개발되었기 때문에 환경하중을 전혀 고려할 수 없다. 하지만, 실제 콘크리트 포장은 앞에서 언급한 것과 같이 환경하중에 의한 응력이 도입된 상태에서 교통하중에 의한 응력이 추가로 도입되기 때문에 피로모형을 합리적으로 개발하기 위해서는 R 이 고려되어 그림 3(b)와 같이 최소응력을 도입한 후 추가의 응력을 도입하여 최대응력에 도달하게 하는 논리의 피로모형이 제시되어야 한다.

3.1 모형개발을 위한 데이터 추출 및 회귀분석

콘크리트의 피로실험을 통하여 개발된 수많은 피로모형들은 그 경향이 서로 비슷하지만 콘크리트의 재료, 시편의 크기, 실험방법 등에 영향을 받으므로 동일한 결과를 예측하지 못할 뿐만 아니라 동일한 조건 하에서 실험을 하더라도 큰 편차가 발생한다. 따라서, 기존에 개발된 각종 피로모형을 검토하여 50%의 파괴 확률, $R=0$, 20Hz의 하중 재하빈도의 일반적인 조건들이 실험에서 이미 반영되었거나 또는 해석에서 반영할 수 있는 모형들을 선택하였다. Tepfer와 Kutti (1979)의 모형과 같이 20Hz의 하중 재하빈도가 아닌 모형은 식 (18)과 같이 Zhang이 제시한 하중재하 빈도계수로 보정하여 데이터를 추출하였고, Murdock과 Kesler(1958)의 모형과 같이 $R=0$ 이 아닌 실험조건인 모형은 Shi 등이 제시한 등가피로수명 개념을 이용하여 같은 응력-강도비 S 에서의 등가피로수명 추출하였다. 또한 설계의 안전율을 고려하기 위하여 낮은 파괴확률에 대하여 개발된 Dater의 수정 피로모형(1977)과 PCA의 피로모형(1985) 등은 대상에서 제외되었



(a) 교통하중만을 모사한 피로실험

(b) 환경하중까지 모사한 피로실험

그림 3. 환경하중을 고려하기 위한 피로실험의 재하방법

표 2. 데이터 추출을 위한 피로모형

연구자	피로모형	모형개발 및 실험조건
Murdock과 Kesler(1958)	$S(\%) = -4.7\log(N) + 94.5$	휨실험, $P = 50\%$, $S_{min} = 0.13\sim 0.18$ 하중재하 빈도=6.7~7.3Hz
Darter(1977)	$\log_{10}N = 17.61 - 17.61(R)$	휨실험, $P = 50\%$, $S_{mn} = 0$
Cornelissen과 Reinhardt(1984)	$\log N = 14.81 - 14.52(S_{max}/f_c) + 2.79(S_{min}/f_c)$	휨실험, $P=50\%$, $S_{mn} = 0$
Tepfer와 Kutti(1979)	$S = 1 - 0.0690(1 - R)\log N$	휨실험, $P=50\%$, $S_{mn} = 0$ 하중빈도=5Hz
Shi 등(1993)	$S = AN^{-0.0422(1-R)}$	휨실험, $P=50\%$, $S_{mn} = 0$ 하중빈도=20Hz
Zhang 등(1996)	$S = C_f[1 - (1 - R)\beta\log M]$	휨실험, $P=50\%$, $S_{mn} = 0$

다. 또한, Cornelissen과 Reinhardt의 피로모형(1984) 중 코팅되어 습윤상태에 있는 시편을 실험하여 개발된 피로모형과 같이 특정한 재료특성을 대상으로 개발된 모형은 제외하였다.

이와 같이, 파괴확률 $P = 50\%$, $R = 0$, 하중재하 빈도 20Hz의 동일한 조건 하에서 모형개발을 위하여 추출한 등가의 피로수명을 $S-N$ 선에 나타내면 그림 4와 같다. 1.0에서 0.6사이의 응력-강도비에서 각 모형들은 비슷한 피로수명을 나타내었으나 응력-강도비가 0.6 아래로 내려가면서 각 모형 간의 피로수명의 차이는 조금씩 커지는 경향을 나타내었다.

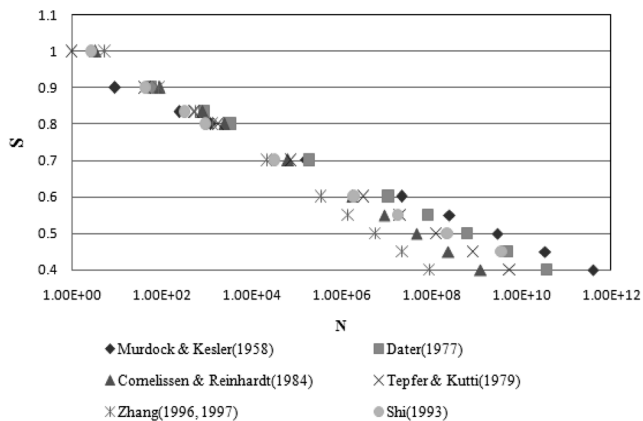


그림 4. 각 피로모형으로부터 추출된 결과

모형으로부터 추출된 데이터에 대한 최소자승법으로 회귀분석을 수행하여 현장의 데이터로 모형의 보정이 용이한 장점을 갖는 지수식 형태의 피로모형이 식 (19)와 같이 개발되었으며, 이 경우 계수 A 와 B 의 값은 각각 1.054948와 -0.043594로 결정되었다.

$$S = 1.054948N^{-0.043594} \quad (19)$$

3.2 새 피로모형의 제시

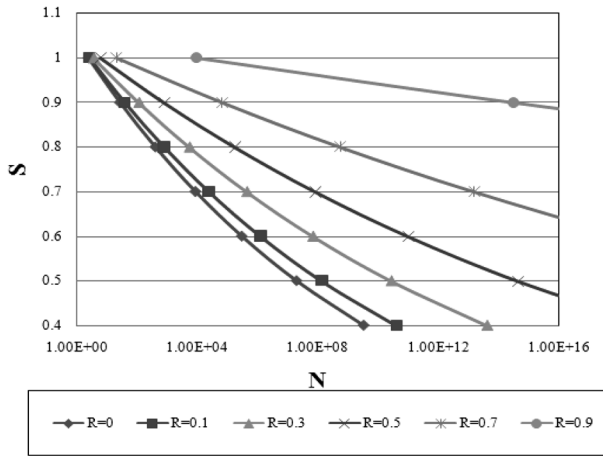
본 연구에서 등가피로수명 개념으로 개발된 식 (19)의 기본적인 형태의 피로모형에 Shi 등의 피로모형(1993)과 동일한 방식으로 최소-최대응력비 R 을 반영하고 Zhang 등의 피로모형(1996)과 동일한 방식으로 하중재하 빈도 20Hz를 기준으로 하중재하 빈도계수 C_f 를 반영하여 식 (20)과 같이 환경하중과 하중 재하빈도를 고려할 수 있도록 하였다. 하중의 재하속도를 나타내는 빈도계수 C_f 의 모형도 각 피로모형으로부터 추출된 데이터에 대하여 회귀분석을 수행하여 피로모형의 형태와 동일하게 지수식의 형태로 식 (21)와 같이 제시되었다.

$$S = 1.054948C_fN^{-0.043594(1-R)} \quad (20)$$

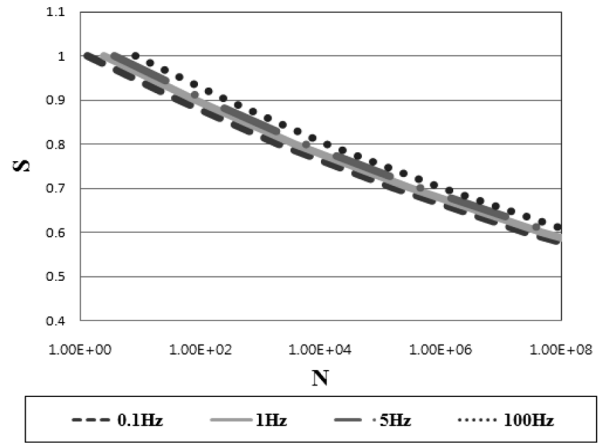
$$C_f = 0.937 \cdot f^{0.009} \quad (21)$$

여기서, f 는 하중의 재하빈도(Hz)이다.

그림 5는 본 연구에서 개발된 피로모형이 최소-최대 응력비와 하중 재하빈도에 따라 변화하는 정도인 민감도를 나타



(a) 최소-최대 응력비에 따른 민감도



(b) 하중재하 속도에 따른 민감도

그림 5. 제안된 모형의 인자에 따른 민감도

내었다. 그림 5(a)에서 보듯이, 최소-최대응력비가 증가할수록 피로수명도 증가하였는데, 이는 총 하중이 동일한 경우, 큰 환경하중이 작용한 상태에서 작은 교통하중이 추가로 가해질 때보다는 작은 환경하중이 작용한 상태에서 큰 교통하중이 가해질 때 피로파손이 더 쉽게 발생할 수 있다는 것을 의미한다. 하중 재하빈도가 높을수록 그림 5(b)와 같이 피로수명이 증가하였는데, 이는 차량의 속도가 빠를수록 피로파손이 잘 발생하지 않는 반면, 차량의 속도가 느릴수록 피로파손이 쉽게 발생한다는 것을 의미한다. 하지만, 하중의 재하빈도를 실제로 설계에 제대로 반영하기는 어려우므로 향후 차량의 제원과 속도 등을 차중에 따라 구체적으로 분석하고 적용하여야 할 것으로 판단된다.

4. 개발된 피로모형의 적용

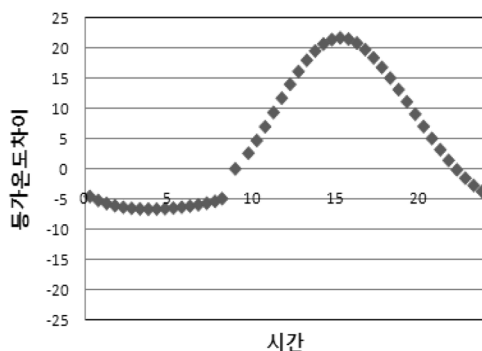
국내의 줄눈 콘크리트 포장 슬래브는 일반적으로 두께 300mm, 폭 3.6m, 길이 6.0m의 크기를 갖고, 다웰바 및 타이바로 서로 결속되면서 시공이 이루어진다. 이러한 국내의 일반적인 슬래브에 환경하중 및 교통하중이 재하 된 경우에 대하여 본 연구에서 개발한 모형을 역학적-경험적 포장설계 개념에 적용하여 피로수명을 예측하였고, 기존 피로모형과의 차이를 검토하였다.

4.1 환경하중 및 교통하중 입력변수 결정

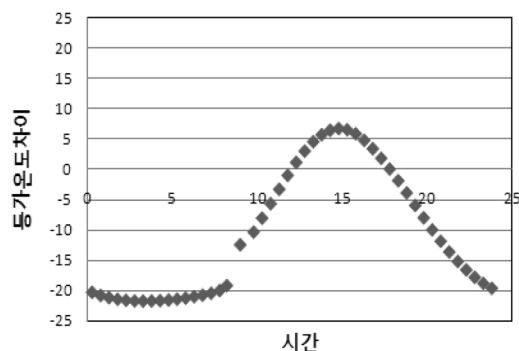
제시한 모형으로부터 콘크리트 포장의 피로수명을 예측하기 위해서는 슬래브에 발생하는 응력을 계산하여야 되는데, 이는 주어진 단면과 재료물성 값에 대하여 온도 및 습도의 영향으로 인한 환경하중으로 인한 최소응력이 있으며, 환경하중이 가해진 상태에서 교통하중이 재하될 때 발생하는 최대응력이 있다. 이러한 최소응력과 최대응력에 대한 구조해석하기 위해 환경하중 및 교통하중에 대한 입력변수 데이터를 다음의 과정을 통하여 결정하였다.

온도에 의한 환경하중 입력변수를 결정하기 위하여 베타버전의 한국형 포장설계 프로그램에 포함되어 있는 포장온도 예측 프로그램(박희문 et al., 2004)과 측후소 76개 지역의 국내 기상자료의 데이터베이스를 사용하여 월별 포장온도를 예측하였다. 포장의 온도는 슬래브의 깊이에 따라 비선형으로 분포하였는데, Mohamed와 Hansen이 제안한 모형(1996)을 사용하여 등가선형 온도차이로 환산하였다. 그림 6(a)는 서울지역에서 6월에 하루동안 시간대별 슬래브 내에 발생한 등가선형 온도차이를 예측한 결과를 일례로서 보여주고 있으며, 1월부터 12월까지 예측된 등가선형 온도차이는 $-10^{\circ}\text{C} \sim 22^{\circ}\text{C}$ 의 범위를 나타내었다. 여기서, 양(+의 온도차이는 슬래브 상부의 온도가 하부보다 높다는 것을 의미한다.

습도에 의한 환경하중 입력변수를 결정하기 위하여 다음과



(a) 온도영향을 고려한 등가온도차이



(b) 건조수축영향까지 고려한 등가온도차이

그림 6. 슬래브 상하부 간 등가선형 온도차이의 24시간 변화(서울, 6월)

같은 개념을 적용하였다. 슬래브 상부가 하부보다 빠르게 건조하여 발생하는 부등의 건조수축으로 인하여 슬래브에는 재령에 따라 상향의 컬링이 점점 커지면서 상부에는 인장응력이 발생된다. 구조해석에는 부등 건조수축에 대한 변형을 차이를 입력값으로 바로 사용할 수 없기 때문에 부등 건조수축으로 인한 슬래브 상하부 간의 변형율의 차이를 콘크리트의 열팽창계수로 나누어 등가의 온도차이로 환산하여 사용하게 된다. 현장실험 결과를 검토한 결과, 재령 1년이 지난 콘크리트 슬래브의 부등 건조수축으로 슬래브 상부와 하부 사이의 변형율에 약 정도의 차이가 있음이 제안되었다 (Wells, 2006, 임진선 et al., 2008). 따라서, 본 연구에서는 콘크리트의 열팽창계수가 $1.0 \times 10^{-5} / ^\circ\text{C}$ 로 가정하여 앞 부등 건조수축에 등가인 온도차이를 -15°C 로 결정하였다. 그림 6(b)는 서울지역에서 6월에 하루동안 시간대별 슬래브 내에 발생한 등가선형 온도차이를 건조수축까지 고려하여 나타낸 그림이다.

역학적·경험적 설계논리에서 교통하중은 기존의 설계하중인 ESAL(등가단축하중) 개념이 아닌 차종의 축종류, 축간 거리, 축하중의 하중분포 등이 설계 시 입력변수로 적용된다. 교통하중 입력변수를 결정하기 위하여 교통량 조사 차종 분류 가이드(건설교통부, 2006)와 고속국도 차종별 축하중 분포(건설교통부, 2004)를 참고하여 고속국도에서 운행되는 1종부터 12종까지 차량의 축 종류별 평균 축하중을 표 3과 같이 정리하였다.

표 3. 고속국도 차종별 축 구성 및 평균 축하중

차종	평균 축하중 (kN)			
	단축(조향축)	단축(구동축)	복축	삼축
1종	6.61	6.61	-	-
2종	44.40	81.48	-	-
3종	15.61	17.03	-	-
4종	35.26	49.69	-	-
5종	57.81	-	110.42	-
6종	54.46	53.47	100.38	-
7종	63.57	60.46	-	237.34
8종	43.40	63.02	60.68	-
9종	-	49.69	128.03	-
10종	35.27	-	112.93	-
11종	55.43	-	128.03	-
12종	53.12	-	89.38	125.58

4.2 구조해석

이상의 과정을 통하여 결정된 환경하중 및 교통하중에 대한 입력변수를 3차원 유한요소 프로그램인 EverFe 2.24 (Davids et al., 1998) 입력값으로 사용하면서 구조해석을 수행하였다. EverFe 2.24는 미국의 워싱턴 대학에서 줄눈 콘크리트 포장의 구조해석을 위하여 개발한 프로그램으로서 다른 프로그램과의 비교를 통하여 이미 검증을 마친 충분히 신뢰할만한 수준의 프로그램이다(정길수 등, 2008). 또한, 이 프로그램은 줄눈 콘크리트 포장 슬래브의 구조해석만을 위하여 개발되었기 때문에 모델의 구성 및 변환이 매우 간편

한 장점을 갖고 있다.

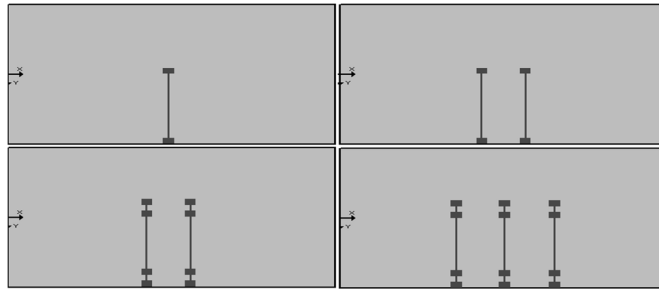
본 연구에서는 2×3개 슬래브에 대하여 크기 및 표층과 기층의 두께 및 구성은 국내에 시공되는 표준단면을 적용하였고, 표층과 기층의 물성, 노상지지력, 슬래브와 기층 사이의 마찰력, 다웰바와 타이바, 그리고 골재맞물림에 관한 입력변수는 프로그램에서 제안하는 기본값을 사용하였다. 그리고 환경하중과 교통하중만을 독립변수로 하여 구조해석을 실시하였다. 환경하중의 경우, 온도로 인한 슬래브 상하부 간 등가온도차이는 국내 지역 및 시기에 따라 계산된 $-10^\circ\text{C} \sim 22^\circ\text{C}$ 를 사용하였고, 건조수축으로 인한 등가 온도차이를 -15°C 를 사용하였다. 따라서, 온도와 건조수축의 영향을 모두 고려한 등가 온도차이의 범위인 $-25^\circ\text{C} \sim 7^\circ\text{C}$ 를 환경하중에 대한 구조해석 입력값으로 사용하여 최소응력 S_{\min} 을 계산하였다. 앞에서 언급한 것과 같이 온도와 건조수축의 환경하중으로 인한 최소응력에 교통하중으로 인한 응력이 추가되면 최대응력 S_{\max} 이 계산된다. 환경하중이 도입된 상태에서 교통하중이 재하될 때, 발생하는 응력이 최대가 되는 축하중의 위치는 이미 선행연구를 통하여 그림 7과 같은 위치가 제시되었으며, 6개의 슬래브 중에 가운데 슬래브 한 곳에 교통하중을 재하하여 응력을 검토하였다. 환경하중 변수인 등가 온도차이가 양의 부호를 가질 경우에 슬래브가 하향컬링이 발생하고, 이 때 축하중이 그림 7(a)와 같이 슬래브의 중앙에 재하되면 콘크리트 슬래브 중앙 하부에 인장응력이 발생한다. 이와 같은 과정이 계속하여 진행될 때, 균열이 슬래브 하부로부터 상부로 진전되는데 이를 상향균열이라 한다. 하향균열은 등가 온도차이가 음의 부호를 가질 때, 그림 7(b)와 같이 재하되어 슬래브 상부에 인장응력이 계속하여 발생할 때, 슬래브 상부에서 하부로 진전되는 균열을 말한다.

환경하중에 의한 최소인장응력은 표 4에서 보듯이 하향컬링일 때 슬래브 하부에서 $0.0\text{MPa} \sim 0.6\text{MPa}$, 상향컬링일 때 슬래브 상부에서 $0.0\text{MPa} \sim 2.6\text{MPa}$ 의 범위 내에서 조건에 따라 다양하게 계산되었다. 여기에서 교통하중까지 고려하여 상향균열을 발생시키는 슬래브 하부에서의 인장응력을 계산한 결과 $0.1\text{MPa} \sim 1.1\text{MPa}$ 범위의 최대응력이 계산되었고, 하향균열을 발생시키는 슬래브 상부에서의 인장응력의 경우 $0.1\text{MPa} \sim 4.2\text{MPa}$ 범위의 최대응력이 계산되었다. 상향균열의 경우에는 $0.19 \sim 0.97$ 사이의 최소-최대응력비가 발생할 수 있으며, 하향균열의 경우에는 $0.09 \sim 0.92$ 사이의 최소-최대응력비가 발생할 수 있는 것으로 계산되었다.

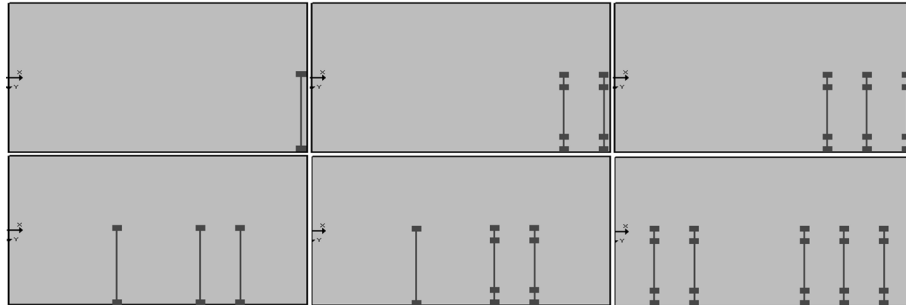
환경하중 및 교통하중에 대한 구조해석 결과, 상향의 균열을 발생시키는 하향컬링 시 슬래브 하부에서 계산된 최대인장응력은 인장강도에 비하여 매우 작게 계산되어 피로파손의 발생에 영향을 별로 미치지 않는 것으로 나타났다. 하지만, 하향의 균열을 발생시키는 상향컬링 시 슬래브 상부에서 계산된 최대인장응력은 매우 크게 계산되어 온도와 건조수축 등에 의한 환경하중을 고려할 경우, 피로파손은 주로 하향균열에 의하여 발생할 것으로 예상되었다.

4.3 기존 모형과의 비교

환경하중과 교통하중을 변수로 하여 3차원 유한요소 해석으로 계산된 최소 및 최대응력을 본 연구에서 제안된 식



(a) 하향컬링에 따른 상향균열을 고려한 축하중 재하위치



(b) 상향컬링에 따른 하향균열을 고려한 축하중 재하위치

그림 7. 컬링형태를 고려하여 결정된 축하중 재하위치

표 4. 컬링형태별 최소-최대응력비의 범위

	컬링형태	해석위치	최소응력 범위	최대응력 범위	의 범위
상향균열해석	하향컬링	슬래브 중앙 하부	0.0MPa~0.6MPa	0.1MPa~1.1MPa	0.19~0.97
하향균열해석	상향컬링	슬래브 중앙 상부	0.0MPa~2.6MPa	0.1MPa~4.2MPa	0.09~0.92

(20)의 피로모형에 입력값으로 사용하여 상향균열에 관한 피로해석과 하향균열에 관한 피로해석을 각각 수행하였다. 콘크리트의 휨인장강도는 5MPa로 가정하였고, 콘크리트 포장이 대부분 고속 주행의 도로에 사용되는 점을 감안하여 하중 재하빈도는 5Hz의 비교적 낮은 값으로 가정하고 해석하였다.

피로해석을 수행한 결과를 그림 8에 나타내었다. 환경하중과 교통하중을 입력값으로 하여 구조해석으로 계산한 최소-최대응력비별 응력-강도비에 따른 피로수명의 실제 분포범위는 그림 5(a)에서 이상적으로 나타난 범위보다는 좁게 나타났다. 그림 8에서 회색으로 나타난 면이 실제 분포범위이다. 최소-최대응력비가 0에 가까울수록 피로수명이 감소하였으며 최소-최대응력비가 1에 가까워질수록 피로수명이 증가하는 것으로 예측되었다. 이는 동일한 크기의 총하중에서 환경하중의 비율이 커질수록 피로수명이 증가하는 것을 의미한다. 본 연구에서 개발된 모형을 기존의 대표적인 피로모형인 Darter의 모형과 비교할 때, 최소-최대응력비가 0으로서 환경하중이 없는 경우에는 거의 유사한 경향을 나타내었으나 환경하중이 고려된 경우에는 개발된 모형이 동일한 응력-강도비에서 피로수명을 더 길게 예측하는 것으로 나타났다. 개발된 모형을 파괴확률 50%의 Roesler의 피로모형(1998)과 비교한 결과, 0.4 내외의 최소-최대응력비에서 유사한 결과를 나타내었다. 이는 Roesler의 피로모형이 완전히 지지된 실물 크기의 콘크리트 슬래브에 대한 피로실험을 통하여 개발되어 실험 중인 슬래브에는 환경하중이 도입된 상태였기 때문으로 추정된다. 기존 모형과 비교한 결과, 본 연구에서 개발

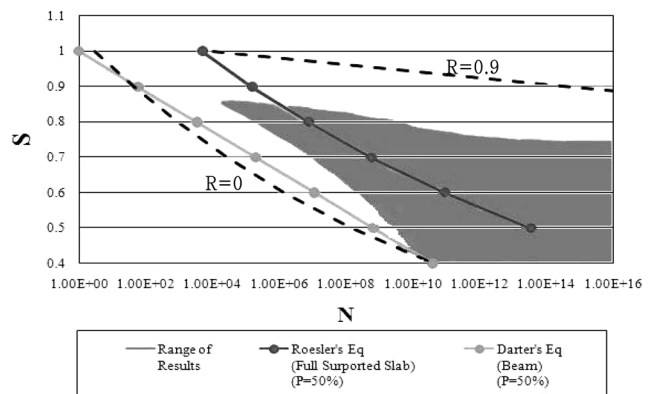


그림 8. 개발된 모형과 기존 모형의 예측결과 비교

된 모형은 콘크리트 포장의 피로수명을 예측하기에 적합한 것으로 판단된다.

5. 결 론

본 연구에서는 기존에 개발된 각종 피로모형의 조사를 통하여 콘크리트 포장의 피로파손에 영향을 미치는 다양한 인자를 검토하였다. 동일한 실험조건 하에서 개발된 피로모형들로부터 데이터를 추출하여 환경하중의 영향을 고려하는 새로운 피로모형을 개발하였으며, 개발한 모형을 국내의 기상 및 교통조건에 적용하여 보았다. 본 연구를 통하여 다음과 같은 결론을 도출할 수 있었다.

1. 콘크리트의 피로파손은 일정한 크기 이상의 응력-강도비에

- 서만 발생하므로 그 이하의 크기를 갖는 하중은 피로파손에 영향을 주지 않는 것으로 나타났다.
2. 콘크리트의 피로파손은 콘크리트의 재료, 하중재하의 형태 및 속도, 온도 및 습윤조건과 같은 환경적인 요인 등에 영향을 받으므로 동일한 응력-강도비에서 실험을 하더라도 그 결과가 크게 다를 수 있음을 알 수 있었다.
 3. 콘크리트 포장 슬래브의 피로는 교통하중보다는 환경하중에 더 큰 영향을 받으므로 피로모형에 최소-최대응력비를 고려하여야 함을 알 수 있었다.
 4. 국내에서 시공되고 있는 폭 3.6m, 줄눈간격 6m, 두께 300mm의 콘크리트 포장 슬래브에 대한 피로해석을 실시한 결과, 하향컬링을 유발하는 환경하중과 차량하중에 의한 슬래브 하부의 인장응력은 인장강도에 비하여 낮은 수준으로 나타나 환경하중을 고려할 경우 상향균열의 피로파손은 발생하기 어려운 것으로 판단되었다.
 5. 이와는 대조적으로 콘크리트 포장 슬래브의 상부에는 비교적 높은 인장응력이 발생하여 콘크리트 포장슬래브의 피로파손은 주로 하향균열로 인한 것으로 나타났다.
 6. 개발된 피로모형에 포함된 하중 재하빈도에 관해서는 향후 추가적인 연구를 통하여 차량의 속도를 콘크리트 포장의 피로수명 예측에 적절히 고려할 수 있을 것으로 판단된다.
 7. 기존의 연구결과를 바탕으로 피로수명에 영향을 미치는 보다 다양한 인자를 모형에 포함할 수 있을 것으로 판단된다.

감사의 글

본 연구는 국책과제인 『한국형 포장설계법 개발과 포장성능 개선방안 연구』에 의하여 수행되었으므로 연구비를 지원한 국토해양부에 감사드립니다.

참고문헌

건설교통부(2002) **콘크리트 포장 설계법 개발**, 한국형 포장 설계법 1단계 1차년도 최종 보고서, pp. 189-242.

건설교통부(2004) **콘크리트 포장 설계법 개발**, 한국형 포장 설계법 1단계 3차년도 최종 보고서, pp. 15-83.

건설교통부(2004) **아스팔트 포장 설계법 개발**, 한국형 포장 설계법 1단계 3차년도 최종 보고서, G1 29-60.

건설교통부(2006) **교통량 조사 차종 분류 가이드**, 건설교통부.

김동호, 최성용, 윤경구(2005) 등가 피로수명에 의한 콘크리트의 피로해석 및 모델, **대한토목학회논문집**, 대한토목학회, 제25권 제3A호, pp. 505-510.

안덕순, 박희문(2004) 현장 계측자료를 이용한 포장체 온도예측 모델 개발 연구, **한국도로학회 2004 학술발표대회 논문집**, 한국도로학회, 제6권, pp. 17-20.

임진선, 정진훈, 조윤희, 김연복(2008) 콘크리트 슬래브의 부등건조수축에 대한 연구, **한국도로학회 2008년도 봄학술대회 논문집**, 한국도로학회, pp. 31-38.

정길수, 김인태, 유성우, 조윤희(2008) 유한요소법을 이용한 줄눈 콘크리트 포장 응력식 개발, **한국도로학회 논문집**, 한국도로학회, 제10권 2호, pp. 167-181.

Aas-Jakobsen, L. (1970). Fatigue of Concrete Beams and Columns. *Bulletin No. 70-1*, Division of Concrete Structures, NTH, Trondheim.

Ballinger, C.A. (1972). Cumulative Fatigue Damage Characteristics. *Highway Research Record No. 370*, Highway Research Board, National Research Council, pp. 48-60.

Cornelissen, H.A.W. and Reinhardt, H.W. (1984). Uniaxial tensile fatigue failure of concrete under constant-amplitude and programmed loading. *Magazine of Concrete Research*, Vol. 36, No. 129, pp. 216-226.

Darter, M.I. (1977). *Design of Zero-Maintenance Plain Jointed Concrete Pavement, Volume 1: Development of Design Procedures*, Federal Highway Administration Report No. FHWA-RD-77-III.

Foxworthy, P.T. (1985) *Concepts for the Development of a Non-destructive Testing and Evaluation System for Rigid Airfield Pavements*, Ph.D. Thesis, University of Illinois, Urbana, Illinois.

Furtak, K. (1984) Ein Verfahren zur berechnung der betonfestigkeit unter schwellenden belastungen. *Ceminar of Concrete Research*, Vol. 14, No. 6, pp. 855-865.

Graf, O. and Brenner, E. (1934) Versuche zur Ermittlung der Widerstandsfähigkeit von Beton gegen oftmals wiederholte Druckbelastung. *Deutscher Ausschuss für Eisenbeton*, Berlin, Bulletin 76.

Hanson, J.M. et al. (1974). Considerations for design of concrete structures subjected to fatigue loading. *ACI Journal*, Vol. 71, No. 3, pp. 97-120.

Hsu, T.T.C. (1981) Fatigue of plain concrete. *ACI Journal*, Vol. 78, No. 27, pp. 292-305.

Hilsdorf, H.K. and Kesler, C.E. (1966) Fatigue strength of concrete under varying flexural stresses. *Journal of American Concrete Institute*, Vol. 63, No. 10, pp. 1059-1075.

Janssen, D.J. (1987) Moisture in Portland Cement Concrete. *Transportation Research Record 1121*, TRB, National Research Council, Washington DC, pp. 40-44.

Kesler, C.E. (1953) Effect of speed of testing on flexural fatigue strength of plain concrete. *Proceedings, Highway Research Board*, Vol. 32, pp. 251-258.

Mohamed, A.R. and Hansen, W. (1996) Effect of nonlinear temperature gradient on curling stress in concrete pavement. *Transportation Research Record 1568*, TRB, National Research Council, Washington, DC, pp. 65-71.

Murdock, J.W. and Kesler, C.E. (1958) Effect of range of stress on fatigue strength of plain concrete beams. *Journal of the American Concrete Institute*, Vol. 30, No. 2, pp. 221-231.

Packard, R.G. (1974) Fatigue concepts for concrete airport pavement design. *Journal of Transportation Engineering*, ASCE Vol. 100, No. TE3. American Society of Civil Engineers, New York, NY..

Packard, R.G. and Tayabji, S.D. (1985). New PCA Thickness Design Procedure for Concrete Highway and street pavement. *Third International Conference on Concrete Pavement design and Rehabilitation*, Purdue University, pp. 225-236.

Raithby, K.D. and Galloway, J.W. (1974) Effects of moisture condition, age and rate of loading on fatigue of plain concrete. *Abel's Symposium, Fatigue of Concrete*, ACI Publication SP-41, pp. 15-34.

Roesler, J.R. (1998) *Fatigue of Concrete Beams and Slabs*, Ph.D. Thesis, University of Illinois, Urbana, Illinois.

Shi, X.P., Fwa, T.F., and Tan, S.A. (1993) Flexural fatigue strength of plain concrete. *ACI Material Journal*, Vol. 90, No 5.

Tepfers, R. and Kutti, T. (1979) Fatigue strength of plain, ordinary, and lightweight concrete. *Journal of the American Concrete Institute*, Vol. 76, pp. 635-652.

Tepfers, R. (1982) Fatigue of plain concrete subjected to stress reversals. *ACI Publication SP-75*, pp. 195-217.

Zhang, B., Phillips, D.V., and Wu, K. (1996). Effect of loading frequency and stress reversal on fatigue life of plain concrete. *Magazine of Concrete Research*, Vol. 48, No. 177, pp. 361-375.

Wells, S.A., Phillips B.A., and Vandenbossche, J.M. (2006) Characterizing Strain Induced by Environmental Loads in Jointed

Plain Concrete Pavements: Immediately After Paving and Throughout First 10 Months. *Transportation Research Record 1947*, TRB of the National Academies, Washington, DC, pp. 36-48.

(접수일: 2008.9.1/심사일: 2008.9.22/심사완료일: 2008.9.30)