

플레이트거더 지하철교량 세로보의 피로 균열에 관한 연구

A Study on Fatigue Crack at Coped Stringers of the Plate Girder Subway-Bridge

조 재 병¹⁾

Jo, Jae Byung

요 약 : 거동이 복잡한 실제 구조물의 사용하중으로 인한 피로 균열 해석 방법을 제시하기 위해 구 당산철교 플레이트교 세로보에 발생한 피로균열을 대상으로 하여 사용 기간에 따른 피로균열의 길이를 계산하였다. 계산의 편리와 컴퓨터의 계산 용량 등을 고려하여 특정 부분만 정밀하게 해석하였고, 구조해석의 오차와 열차의 운행 하중 등을 고려하기 위해 여러 보정계수를 사용하였다. 상부구조 1개 경간을 보요소로 모델링하여 열차 통과로 인한 세로보의 거동 이력을 해석하였으며, 세로보 연결부의 플랜지가 절취된 곳에 집중된 응력을 구하기 위하여 세로보 한 개를 쉘요소로 모델링하여 정밀해석을 수행하였다. 피로균열의 진행은 파괴역학적 모델을 사용하여 계산하였으며, 응력확대계수는 유한요소해석 방법으로 J -Integral를 구하여 환산한 값을 사용하였다. 가정된 초기균열의 크기와 균열 진행속도 계산식에 따라 차이는 있으나 계산된 피로균열의 길이는 현장에서 조사된 피로균열길이에 잘 부합되는 것으로 나타났다.

ABSTRACT : A fatigue crack found at the coped stringer of the old dismantled Dangsang Subway Bridge was numerically simulated. A model of a single span of the plate girder bridge with its beam elements was created and analyzed in order to obtain the nominal stress history caused by trains. A detailed FEM analysis of the coped stringer was conducted using a shell element model. A fracture mechanical model was used to estimate crack propagation. The stress intensity factors were calculated using the J -Integral method. The simulation with some reasonable assumptions showed that the calculated crack lengths were comparable to those found on the site.

핵심용어 : 지하철 플레이트거더교, 세로보 절취부, 피로균열, 피로균열 계산, 응력확대계수

KEYWORDS : plate girder subway-bridge, coped stringer, fatigue crack, calculation of fatigue crack growth, stress intensity factor

1. 서론

반복 하중의 작용으로 인한 피로 균열의 크기는 파괴역학적 모델을 이용하여 쉽게 계산할 수 있다. 일반적으로 실험실에서 수행하고 있는 피로 시험은 단순한 구조의 시험체에 일정진폭 하중을 반복하여 작용시키고 있다. 이러한 경우의 피로 균열은 하중 작용으로 인한 시험체의 구조적 거동과 응력범위가 간단, 명료하므로 이러한 경우에 대한 피로 해석 사례는 많이 있다. 그러나 하중 작용 이력과 역학적 거동이 복잡한 실제 구조물의 경우에는 쉽게 파악하기 어렵거나 확인이 불가능한 여러 요인들로 인해 피로해석을 수행한 사례가 많지 않다. 피로해석을 수행하였어도(Fisher, 1984) 하중 이력 등을 가정하여 대략적으로 계산한 결과를 발견된 피로균열과 비교하여 균열의 원인을 분석하는데 참고하였을 뿐 더 이상 피로해석 결과에

의미를 부여하지 않았다. 이것은 피로해석 결과에 상당한 오차가 수반되는 것이 일반적이며, 파악이 불가능한 여러 요인으로 인하여 더 신뢰성 있는 정밀한 피로해석이 불가능하였기 때문이다.

서울 지하철 2호선의 합정역과 당산역을 잇는 구 당산철교는 1984년에 개통되어 1996년 철거될 때까지 약 13년 동안 사용되었다. 1992년에 플랜지를 절취한 세로보의 복부판에서 0.5~5.0cm길이의 피로균열이 발견된 이후, 수 차례에 걸쳐 현장조사와 구조해석 및 안전에 대한 검토가 이루어진 바 있다. 부분적으로는 사용 중에 보수 및 보강이 이루어졌다. 그 동안의 진단 및 검토 보고서에서는 세로보에 발생한 피로균열에 대해서 플랜지의 절취부에 응력이 크게 집중된다는 구조해석 결과만 있었을 뿐 피로균열의 이론을 근거로 한 피로해석은 이루어지지 않았다. 그러나 구 당산철교의 경우는 사용기간이

1) 정희원, 경기대학교 토목·환경 공학부 부교수, 공학박사
(Tel. 02-390-5151, Fax. 02-312-3666, E-mail : jbj@kyonggi.ac.kr)

본 논문에 대한 토의를 2005년 4월 30일까지 학회로 보내주시면 토의 회답을 게재하겠습니다.

일반적인 교량의 경우보다 짧고, 사용기간 중의 하중 이력도 어느 정도 정확하게 추정할 수 있어서 좀 더 정밀한 피로해석이 가능하다. 또한 발견된 균열도 잘 기록되어 있으므로 실제 피로균열과의 비교를 통해 정밀 피로해석 결과의 타당성을 입증할 수 있을 것이다.

본 논문에서는 구 당산철교 플레이트거더교 세로보의 경우와 같이 역학적 거동을 정확하게 파악하기 어려운 구조물에 지하철 운행 중의 크고 작은 열차 하중의 반복작용으로 인한 피로균열의 진행을 수치해석적으로 계산하는 방법을 제시하였다. 즉, 구 당산철교 플레이트교는 단순 경간의 상부구조로 구성되어 있으므로 한 경간을 선택하여 유한요소해석법에 의한 정밀구조해석과 파괴역학적 모델에 근거한 피로해석을 수행하여 세로보에 발생한 피로균열을 수치적으로 계산하였다. 또한 그 결과를 당시 현장조사결과로부터 얻은 피로균열의 길이와 비교하여 당산철교의 경우에 수치해석을 통한 피로균열의 계산 방법을 공학적으로 타당성있게 적용할 수 있음을 입증하였다.

2. 대상구조물 및 피로균열

본 연구에서 피로해석 대상으로 선정된 구 당산철교 중 플레이트거더교 구간의 개요는 표 1과 같다.

표 1. 대상 교량 개요

교량명	당산철교 (당산-합정)
개통년도	1984년 5월
상부구조	플레이트거더교
형식	단순교 (지간 약40m)
연장	660m
단, 복차	복선
교하공간	18.0m
하부구조형식	중력식 교각
설계하중	1축 21톤 + 충격

2.1 대상 구조물의 제원

본 연구대상 교량의 상부구조 제원과 세로보 접합부의 상세는 그림 1~그림 3과 같다.

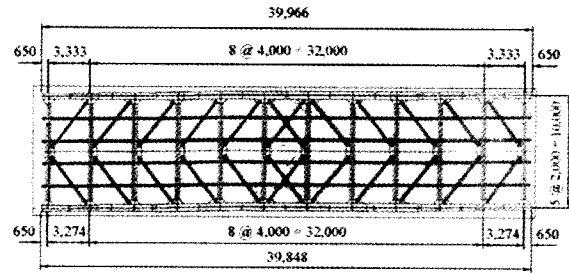


그림 1. 평면도

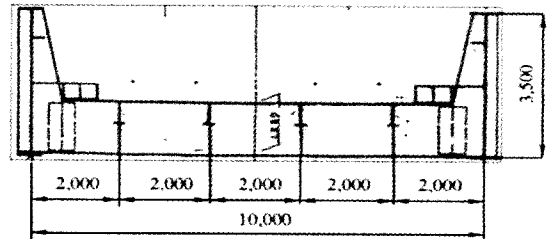


그림 2. 단면도

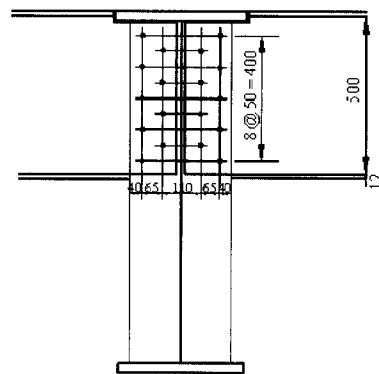


그림 3. 세로보 접합부

2.2 하중 및 교통량

실제 열차의 축하중은 해석시 편의상 사용한 설계하중과 많은 차이를 보이고 있다. 승객수에 따른 혼잡률은 한 량의 차량에 정원승객 160명이 탑승한 경우를 혼잡률 100%로 하고, 탑승한 인원수에 비례하는 값을 사용하였다. 1인당 하중은 60kgf로 고려하였다. 여기서 사용한 공차, 혼잡률 100%, 혼잡률 240%, 설계하중 각각의 경우에 대한 축하중을 나타내면 표 2와 같다.

표 2. 열차의 총중량 및 축하중 (단위 : tonf)

구 분	공차하중	혼잡률 100%	혼잡률 240%	설계하중
열차 1량 중량	42.4	52.0	65.2	84.0
축하중 P	10.6	13.0	16.3	21.0

본 연구대상 교량의 전 운행기간 동안의 혼잡률에 대한 기록이 없으므로 혼잡률은 표 3과 같이 6량 전동차가 운행하였던 1984년~1990년 사이의 혼잡률은 1989년 자료를, 10량 전동차가 운행하였던 1991년 이후의 혼잡율은 1995년 자료(토목학회보고서, 1996)를 사용하였다.

2.3 피로균열

플레이트거더교 구간에 발생한 거의 모든 피로균열은 교량의 바닥틀 중 가로보에 연결하기 위해서 플랜지를 절취한 세로보의 절취부에 집중되어 있다.

특히 세로보 하단 절취부의 균열 발생률은 9.7%인데 비하여 세로보 상단 절취부의 균열 발생률은 44.5%에 이르고 있어 대부분의 균열은 세로보의 상단 절취부에서 발생한 것으로 나타났는데, 플레이트거더교 구간의 피로균열 발생 현황을 토목학회보고서(1996)를 참고로 정리해서 나타내면 표 4와 같다.

표 3. 6량 및 10량 전동차 통과시 시간대별 혼잡률

시간대별	6량 통과시(1989년)		10량 통과시(1995년)	
	차량수	혼잡률(%)	차량수	혼잡률(%)
05:00~06:00	108	27.7	30	14
06:00~07:00	84	76.0	90	25
07:00~08:00	96	126.0	150	39
08:00~09:00	102	204.9	190	85
09:00~10:00	78	133.4	210	17
10:00~11:00	60	63.7	150	21
11:00~12:00	72	50.9	150	27
12:00~13:00	102	47.9	110	36
13:00~14:00	72	46.9	110	40
14:00~15:00	66	41.8	110	37
15:00~16:00	60	43.3	110	46
16:00~17:00	66	49.7	110	53
17:00~18:00	60	53.0	130	65
18:00~19:00	60	62.1	170	63
19:00~20:00	54	90.7	210	49
20:00~21:00	60	87.6	210	36
21:00~22:00	54	51.1	150	44
22:00~23:00	36	39.5	120	55
23:00~24:00	12	30.1	70	37
24:00~24:30	12	16.5		

표 4. 세로보 절취부의 피로균열 발생 현황

구분	위치	총개소(수)	균열발생개소(수)	균열발생률(%)	균열크기별 개소수		
					0~5	6~10	11이상
상부	당산방면	424	184	43.4	174	4	6
	합정방면	424	194	45.8	180	10	4
하부	당산방면	424	46	10.8	44	1	1
	합정방면	424	36	8.5	35	-	1
전체	전체	1,696	460	27.1	433	15	12

3. 구조해석

3.1 일반

피로균열의 발생과 성장에 직접적으로 영향을 미치게되는 응력은 부재의 극히 작은 부분에 집중되므로 피로해석을 위한 구조해석은 피로균열이 발생할 가능성이 있는 부분에 대해서 매우 세밀하게 구성된 유한요소망을 사용하여야 한다. 그러나 전체 구조물(플레이트거더교 한 경간)의 거동을 파악하기 위한 유한요소해석모델에 국부의 집중된 응력을 구할 수 있는 세밀한 유한요소망을 포함시키는 것은 현재 사용하고 있는 개인용 컴퓨터로는 컴퓨터의 용량과 작업시간 등에 문제가 있어서 적절하지 못한 것으로 나타났다. 따라서 전체 구조물의 거동파악을 위해서 보요소를 이용하여 세로보를 포함한 전체 구조물에 대한 유한요소해석모델을 구성하였고, 지하철 차량의 통과에 따른 세로보의 단면력 이력을 구하였다.

정밀해석은 세로보 절취부 국부에 집중된 응력을 충분한 정도로 구할 수 있도록 한 개의 세로보만을 대상으로 쉘요소를 사용하여 세밀한 유한요소망을 구성하였는데, 이 때, 세로보의 단부에 대한 경계조건과 세로보상의 축하중은 전체 모델의 경우와 일치하도록 하여야 한다.

구조해석은 범용 유한요소해석 프로그램인 LUSAS를 사용하였다.

3.2 응력이력

세로보 절취부 피로균열 발생부에 대한 응력이력은 전체구조물을 그림 4와 같이 보요소로 모델링한 유한요소해석모델을 사용하였다. 실제 구조물의 주거더, 가로보, 세로보, 브레이싱 등의 단면 높이와 연결된 위치가 서로 달라서 각 부재의 단면 중심선이 연결부의 중심을 지나지 않는다. 따라서 본 연구에서는 부재간의 편심 연결을 고려하기 위해서 해석모델의 절점에서 부재단면 중심까지의 편심 거리를 유한요소단면의 특성값으로 고려하였다.

축하중은 세로보에 직접 재하되는 것으로 가정하였고, 세로보를 길이 50cm의 보요소로 구성하여 차량을 세로보의 절점을 따라 50cm씩 이동시키면서 정적으로 해석하였다. 축하중의 크기는 설계하중(10.5tonf)을 적용하였고, 혼잡률과 충격의 영향을 포함한 실제하중과의 차이는 피로균열의 진행을 해석하는 단계에서 하중보정계수를 사용하여 고려하였다.

절취부의 응력집중으로 인한 영향은 정밀해석을 통하여 별도로 고려할 것이므로, 여기서는 절취된 플랜지를 제외시킨 복부의 단면($h \times t = 460\text{mm} \times 0.9\text{mm}$)에 대해 휨모멘트와 축력에 의한 연단의 공칭응력을 기준으로 응력이력을 구하였다. 응력이력해석 결과 모든 세로보의 절취부에 대한 응력이력은 거의 비슷한 것으로 계산되었으나 상대적으로 약간 큰 최대응력이 계산된 8번째 세로보를 대상으로 이후의 정밀해석 및 피로균열 해석을 실시하였다.

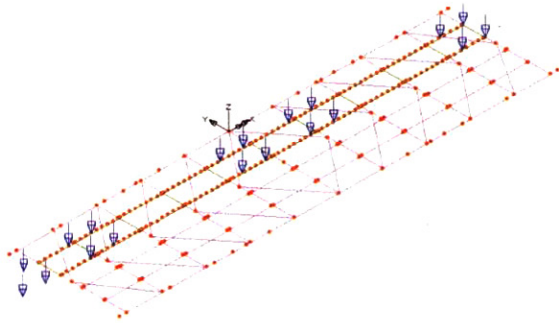


그림 4. 전체 구조물 해석모델

3.3.2절에서 설명하는 Model-A를 이용해서 10량으로 구성된 열차 1회 통과시 해석결과 얻은 8번째 세로보 좌측단부 상단 절취부의 응력이력을 나타내면 그림 5와 같다. 최대공칭 응력은 절취부 위치에서의 단면력값인 휨모멘트 4.14tonf-m와 축력 3.35tonf을 이용해서 $f_{nom,max} = 1,190\text{kgf/cm}^2$ 로 산정되었다.

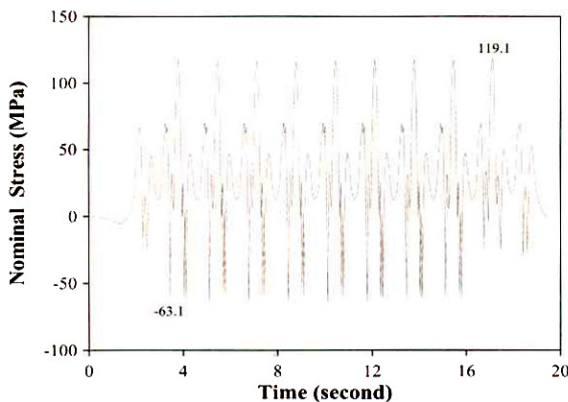


그림 5. 세로보 상단절취부의 응력이력곡선

그림 5와 같은 10량 열차 통과시와 6량 열차 통과시의 응력이력으로부터 Rainflow Counting Method를 이용하여 응력범위별 반복횟수를 구한 결과는 표 5와 같다. 여기서 공칭 응력범위의 간격을 50kgf/cm^2 으로 설정하였다.

표 5. 6량 전동차 통과시 응력범위별 반복횟수

응력범위 (kgf/cm^2)	1550 ~1600	900 ~950	850 ~800	600 ~550	450 ~500	
반복 회수	6량통과시	5	3	4	1	1
	10량통과시	9	3	8	1	1

3.3 정밀해석

3.3.1 해석모델

정밀해석은 하나의 세로보와 세로보 단부가 연결되는 가로보의 보강판만을 대상으로 4절점 쉘요소를 이용해서 그림 6 및 그림 7과 같이 모델링하였다. 가로보 보강판과 세로보의 볼트로 연결된 각 절점을 모든 방향의 변위가 서로 동일하도록 링크시켰으며, 보강판의 가로보와 용접된 연단은 상대적으로 강성이 큰 보요소를 연결시켜서 보강판이 용접된 가로보 복부부의 역학적 역할을 대신할 수 있도록 고려하였다.

절취부의 형상은 현장조사 기록에 따라서 직각(곡률반경 $r=0\text{mm}$)인 것으로 가정하였다. 그러나 정밀해석에서는 노치부의 피로에 대한 민감도를 고려하여 반경 $r=1.0\text{mm}$ 인 원호의 형상(Radaj, 1977)으로 모델링하였다.

노치 선단부에 집중된 응력은 일반적으로 유한요소의 크기를 작게 할수록 더 큰 값으로 계산되는 경향이 있다. 그러나 노치 선단부를 8절점 요소를 사용하여 구성한 경우 요소 한 변의 길이가 노치 곡률반경의 1/10, 4절점 요소를 사용한 경우 1/20 이하로 하면 계산된 값이 거의 안정되고, 충분한 정도의 집중된 응력 값을 얻을 수 있다(조재병, 1995). 따라서 본 연구에서는 응력이 최대로 집중되는 국부의 유한요소 한 변의 길이를 0.0434mm로 하였다.

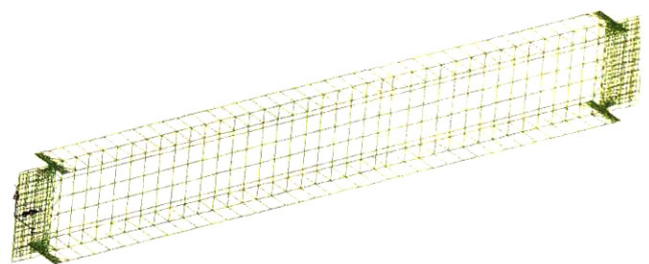


그림 6. 정밀해석시 전체구조물에 대한 유한요소모델

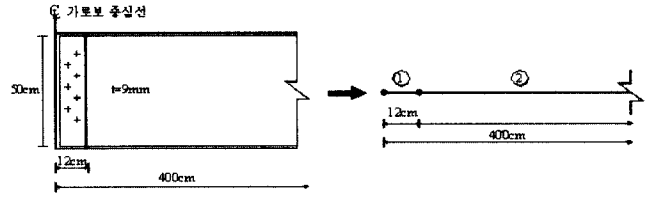


그림 8. Model-A에 대한 제원 및 해석모델

표 6. Model-A에 대한 단면특성값

구간	길이 (cm)	단면적 (cm ²)	단면2차모멘트 (cm ⁴)
①	12	45.0	9,375.0
②	376	105.0	48,703.4

그림 7. 정밀해석시 세로보 절취부의 유한요소모델

세로보 절취부의 응력은 세로보 단면의 공칭응력과 비례관계인 것으로 가정하고, 정밀해석은 전체구조물의 해석모델에서 열차통과시 공칭응력이 최대가 되는 하중경우에 대해서만 수행하였다. 여기서 정밀해석시 적용한 하중과 경계조건은 전체구조물 해석 모델의 세로보 상의 축하중과 전체구조물에 대한 해석결과로부터 얻은 해당 세로보 양단부의 단면력 또는 변위를 사용하였다.

3.2절에서 설명한 응력이력과 최대공칭응력 등은 대상 세로보를 Model-A를 이용해서 산정한 것을 기준으로 하였다.

3.3.2 연결부 강성의 영향

전체구조물에 대한 해석모델은 보요소를 사용하여 구성하므로 세로보 연결부의 단면감소와 볼트접합으로 인한 영향을 고려하기 어렵다. 전체구조물에 대한 해석모델에서 이러한 영향을 무시하고 세로보를 동일한 특성값의 보요소로만 구성하면 플랜지의 절취와 볼트접합까지 고려하여 실제와 근접하도록 배려한 정밀해석 모델의 거동과는 차이를 보일 것으로 예상된다.

(2) Model-B

Model-B는 그림 9에서 나타낸 바와 같이 가로보의 플랜지 폭(40cm)과 대상교량의 사진을 근거로 가로보 중심에서 플랜지가 절취된 곳까지의 거리를 20cm로 고려하였으며, 복부의 상, 하 연단 각각 20cm 부분도 플랜지와 같이 절취된 것으로 가정하였다. 본 해석모델에서 사용한 단면특성값을 나타내면 표 7과 같다.

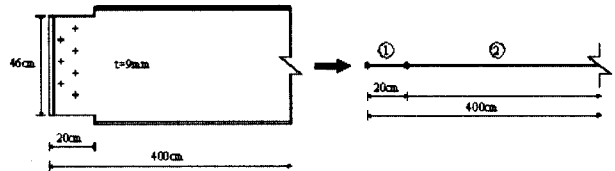


그림 9. Model-B에 대한 제원 및 해석모델

표 7. Model-B에 대한 단면특성값

구간	길이 (cm)	단면적 (cm ²)	단면2차모멘트 (cm ⁴)
①	20	41.4	7,300
②	360	105.0	48,703

따라서 본 연구에서는 전체구조물 해석모델의 세로보 거동이 정밀해석모델의 경우에 근접하도록 전체해석모델의 세로보 단부 일부 구간의 단면특성값을 감소시켜서 플랜지 절취로 인한 세로보의 단면감소와 볼트연결로 인한 영향을 고려하였다. 여기서는 단면특성값의 감소정도와 범위에 따라 다음의 3가지 전체구조 해석모델에 대해서 검토하였다.

(1) Model-A

Model-A는 그림 8에서와 같이 설계도면의 물량표에 명기된 복부판과 플랜지의 길이를 근거로 가로보의 중심선에서부터 플랜지가 절취된 부분까지의 길이를 12cm로 하였고, 상·하부플랜지만을 절취한 것으로 하였다. 전체구조물 해석모델의 세로보는 가로보 중심선으로부터 12cm까지의 범위(①)에 대해서는 표 6에서 나타낸 세로보 복부만의 단면특성값을 사용하였다.

(3) Model-C

실구조물의 세로보 연결부는 플랜지의 절취에 의한 단면의 감소뿐만 아니라 볼트연결로 인한 부재강성을 감소시키는 요인이 있었는데, 이러한 이유로 인해서 볼트연결부에서 발생하는 변형을 고려할 수 있도록 추가로 단면의 특성값을 감소시킬 것이 요구된다. 이를 반영하기 위해서 Model-C는 그림 10에서 나타낸 바와 같이 절취부의 형상을 Model-B와 같이 가정하였으며, 볼트연결로 인한 추가의 변형을 고려할 수 있다

록 볼트군이 있는 구간(②)의 단면특성값을 표 8에서와 같이 추가로 감소시켰다. 구간 ②의 단면특성값은 단순지지된 세로보에 집중하중과 단부모멘트가 작용하는 경우에 대해 반복계산을 통하여 보요소 모델의 단부회전각이 헬요소로 구성된 정밀해석모델의 해석결과에 가장 잘 근접할 수 있는 값을 선정하였다.

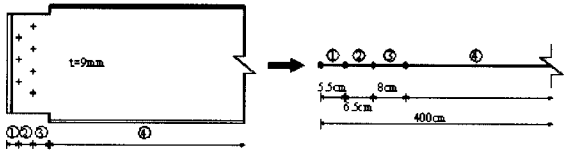


그림 10. Model-C에 대한 제원 및 해석모델

표 8. Model-C에 대한 단면특성값

구간	길이(cm)	단면적(cm ²)	단면2차모멘트(cm ⁴)
①	5.5	41.4	7,300
②	6.5	20.0	1,500
③	8.0	41.4	7,300
④	360.0	105.0	48,703

위에서 설명한 세로보 연결부의 단면특성값을 각각 달리한 경우에 대해서 산정한 세로보의 단면력과 변위산정결과는 표 9 및 표 10과 같다. 하중위치는 Model-A에서 절취부의 응력이 최대가 되는 경우를 대상으로 하였다.

표 9 및 표 10에서 구한 각 Model별 세로보 단부의 단면력 또는 변위를 표 11에서 나타낸 방법으로 정밀해석모델의 경계조건으로 이용하였으며, 표 11에서 집중하중 P는 설계축하중을 의미한다.

표 9. 각 모델별 단면력 산정결과

단면력, 응력	모델종류	Model-A	Model-B	Model-C
	휨모멘트 (tonf·m)			
	좌측 단부	-4.144	-3.420	-2.447
	우측 단부	-0.786	-0.828	-0.801
	좌측 절취부	-3.540	-2.478	-1.552
축력 (tonf)		+3.346	+3.276	+3.173
공칭응력 (kgf/cm ²) (좌측 절취부 상단)		1196.0	860.0	565.0

표 10. 각 모델별 단부변위 산정 결과

변 위	모델종류	Model-A	Model-B	Model-C
	DX (mm)		0.0656	0.0683
THZ(좌) (×10 ⁻⁶ rad)		-111	-83	-21
THZ(우) (×10 ⁻⁶ rad)		664	688	745

표 11에서 나타낸 각 경계조건에 대한 정밀해석모델로부터 구한 세로보 절취부의 최대응력과 세로보 단부의 변위 및 회전각을 정리해서 나타내면 표 12 및 표 13과 같다.

표 11. 세로보 단부에 대한 경계조건 제어 방법

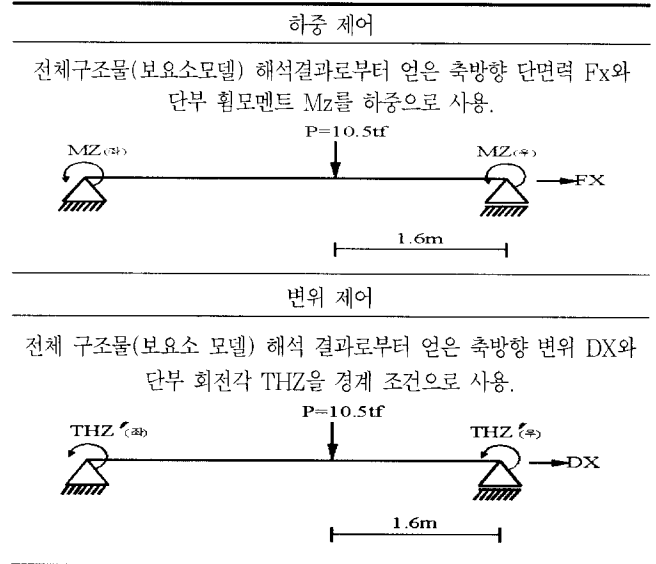


표 12. 정밀해석모델의 세로보 상단 절취부의 응력

응력(kgf/cm ²)	하중조건	Model-A	Model-B	Model-C
최대주응력	하중 제어	7,734	6,038	3,742
	변위 제어	3,033	3,244	3,700
최대축응력	하중 제어	6,732	5,264	3,277
	변위 제어	2,664	2,848	3,242

표 13. 하중 제어시 정밀해석모델의 세로보 단부 변위

변 위	위 치	Model-A	Model-B	Model-C
THZ (×10 ⁻⁶ rad)	좌	599	318	-64
	우	661	699	782
DX (mm)	-	0.0931	0.0966	0.1016

표 12 및 표 13과 같이 Model-A와 Model-B의 경우에는 하중 제어시와 변위 제어시의 세로보 절취부의 최대응력이 서로 많은 차이를 나타내고 있었으며, 또한 하중제어시의 정밀해석모델의 단부 회전각도 전체구조물 해석모델의 세로보 단부 회전각과 많은 차이가 있었다. 그러나 Model-C의 경계조건을 적용한 경우에는 경계조건 제어방법에 관계없이 세로보 절취부의 응력이 거의 동일하고, 전체구조물 해석모델과 정밀해석모델의 세로보 단부회전각도 거의 같은 것으로 나타났다.

각 Model별 경계조건 적용방법에 따른 세로보 좌측 단부에서의 회전각과 절취부의 최대주응력을 나타내면 그림 11과 같다.

표 14. 피로균열성장속도 산정시 적용한 재료 상수

문헌	적용식	상수 값	
강구조물 피로설계 지침(일본)	$\frac{da}{dN} = C (\Delta K)^m$	평균 값	C 1.12×10^{-12}
			m 2.75
Fisher (미국)	$\frac{da}{dN} = C (\Delta K)^m$	평균 값	C 1.20×10^{-13}
			m 3.0
Hobbacher (독일)	$\frac{da}{dN} \leq 5.6 \times 10^{-6} (m)$	평균 값	C 1.005×10^{-10}
			m 2.0
	$\frac{da}{dN} = C (\Delta K - \Delta K_{th})$		ΔK_{th} 80.0
			C 1.80×10^{-13}
	$\frac{da}{dN} > 5.6 \times 10^{-6} (mm)$		m 3

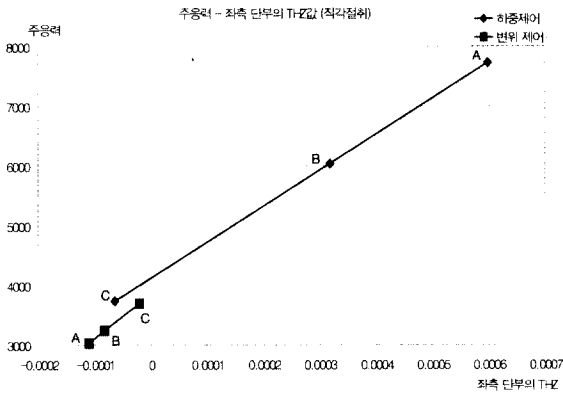


그림 11. 세로보의 연결부 단면특성값과 경계조건 제어방법에 따른 단위 회전각과 절취부 최대주응력 산정 결과

그림 11에서와 같이 세로보 절취부에 대한 경계조건을 하중 제어한 경우에는 변위 제어한 경우에 비하여 세로보 연결부의 강성감소에 따라 절취부의 응력이 매우 큰 폭으로 변화하는 것을 알 수 있었다.

4. 피로해석

4.1 피로균열진행모델

피로균열성장속도는 그림 12 및 표 14와 같이 일본강구조협회의 제안식, 미국의 제안식(Hirt,1973), 그리고 독일의 제안식(Hobbacher,1987)을 이용하여 산정하였다. 여기서, Miki의 연구결과(Miki,1986)로부터 피로균열은 응력확대계수 범위의 하한계값 $\Delta K_{th} = 80 \text{MPa} \cdot \text{mm}^{1/2}$ 이상에서만 성장하는 것으로 가정하였다.

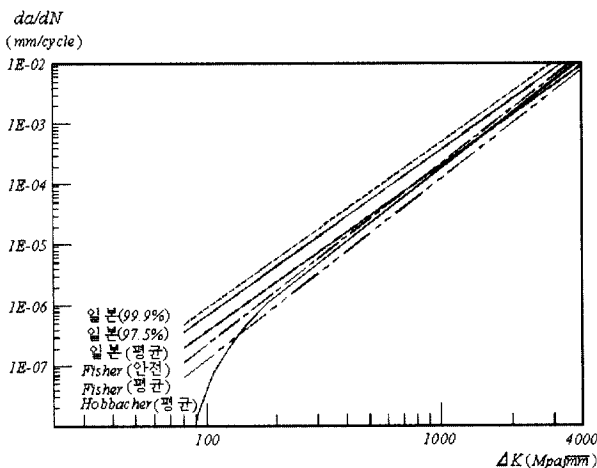


그림 12. 피로균열성장속도 추정식

[주] 피로균열성장속도 da/dN 의 단위는 mm/cycle, ΔK 와 ΔK_{th} 의 단위는 $\text{MPa} \cdot \text{mm}^{1/2}$ 임.

피로균열이 성장하는데 필요한 반복회수는 균열의 길이에 따라 나눈 구간별로 피로균열성장속도 추정식을 적당히 변형하고 수치적분을 실시해서 산정하였다.

4.2 응력확대계수

응력확대계수는 일반적으로 부재와 균열의 형상을 고려한 보정계수를 식 (1)을 이용해서 구할 수 있다.

$$K = f_{nom} \sqrt{\pi a} \cdot F(a) \quad (1)$$

여기서 $F(a)$ 는 보정계수로, 균열형상보정계수 F_c , 자유표면보정계수 F_s , 유한판보정계수 F_w , 응력구배계수 F_g 등을 고려해서 식 (2)를 이용해서 구할 수 있다. (Albrecht,1977)

$$F(a) = F_c \cdot F_s \cdot F_w \cdot F_g \quad (2)$$

본 연구대상 세로보의 균열은 판통균열이므로 균열형상보정계수 F_c 를 1.0을 적용하였고, 균열이 부재의 연단으로부터 진행되므로 자유표면보정계수 F_s 를 1.12를 적용하였다. 또한 유한판보정계수 F_w 는 식 (3)을 적용하였다.

$$F_w = \sqrt{\sec \frac{\pi a}{W}} \quad (3)$$

부재의 기하학적 형상에 의해 응력구배가 현저한 경우에는 Green 함수를 이용해서 식 (4)와 같은 응력구배계수를 사용할 수 있다.

$$F_g = \frac{2}{\pi f_{nom}} \int_0^a \frac{f(x)}{\sqrt{a^2 - x^2}} dx \quad (4)$$

여기서, x 는 최대응력이 발생된 국부로부터 균열진행 예상 방향으로 떨어진 거리, $f(x)$ 는 균열이 없는 경우 거리 x 에서의 주응력, f_{nom} 는 균열이 없는 경우 국부에서의 주응력, a 는 균열길이이다.

피로균열은 대략적으로 주응력에 수직인 방향으로 진행될 것으로 예상된다. 정밀해석결과 최대주응력 방향에 수직인 방향은 세로보의 축방향을 기준으로 하향 58°인 것으로 나타났다. 그러나 본 연구에서는 응력확대계수 산정시 주응력의 크기에 차이가 거의 없고, 작업이 편리한 45°방향을 피로균열 진행방향으로 가정하였다. 현장에서 조사된 피로균열은 특별한 경우(레일고정용 후크볼트로 인한 균열 등)를 제외하면 균열 진행방향이 대략 45°~60°이므로 45°피로균열 진행방향의 가정은 무리가 없을 것으로 판단되어서 본 연구에서는 절취부 최대 주응력 발생점으로부터 45°방향의 거리에 따른 주응력의 크기를 구했으며, 이것을 근거로 응력구배계수를 산정하였다.

이상과 같이 Green 함수를 이용한 방법으로 간편하게 응력확대계수를 구할 수 있다. 그러나 본 연구대상 세로보는 그 형상과 하중조건이 단순히 시편의 연단에 일정한 응력분포를 재하시킨 경우와는 달라서 위의 유한판 보정계수를 사용하는 것은 문제가 있을 것으로 판단하였다. 따라서 본 연구에서는 세로보 절취부의 형상과 하중조건 등을 고려할 수 있는 J -Integral(Rice,1968)에 의한 방법으로 응력확대계수를 구하였다. 정밀해석모델에 균열을 포함하도록 유한요소망을 재구성하고 LUSAS로 해석한 후 균열선단 주변의 일정한 범위의 형상과 경계의 변위를 EPAPS(조재병,1980)에 입력시켜서 J -Integral 값을 계산하였다.

EPAPS는 8절점 평면요소를 사용하는 유한요소프로그램(Owen,1980)에 지정한 경로를 따라 J -Integral을 계산할 수 있도록 개조한 것으로서 균열선단의 요소는 균열의 선단에 3개의 절점이 합치되도록 하고, 균열선단에서 이어진 양변의 중앙 절점은 선단을 향해 1/4점으로 이동시켜서 균열선단의 응력분포를 모사하도록 한 것이다(Barsoum,1977). 따라서 본 연구대상 세로보를 평면응력상태에서 탄성해석을 하면 응력확대계수는 식 (5)를 이용해서 구할 수 있다.

$$K = \sqrt{EJ} \quad (5)$$

이상과 같은 방법으로 구한 균열길이에 따른 응력확대계수를 나타내면 그림 13과 같다.

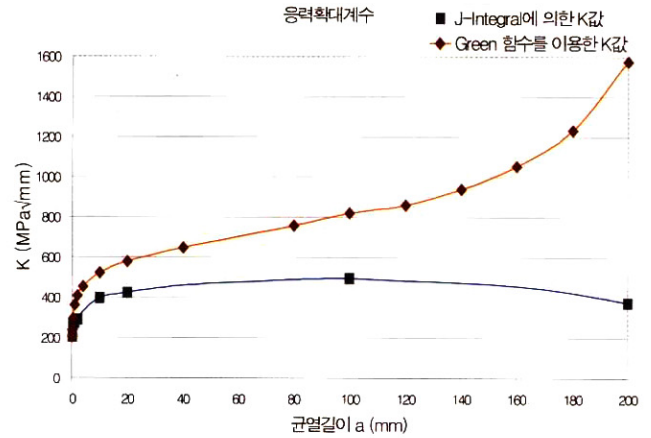


그림 13. 균열길이에 따른 응력확대계수

그림 13에서와 같이 Green 함수와 표준적인 형상의 부재에 대한 보정계수를 사용하여 구한 응력확대계수는 J -Integral에 의한 경우에 비하여 균열의 길이가 매우 작을 때에는 거의 일치하고 있으나 균열이 증가함에 따라 차이가 커지는 것으로 나타났다. 특히 균열길이가 100mm를 초과하는 경우에 J -Integral에 의한 값은 점점 감소하는 경향을 보이고 있다. 이것은 문헌의 보정계수 계산식이 단순한 판에 일정한 하중이 가해지는 경우에 대한 것인데 반하여 플레이트거더교 세로보의 경우는 부재의 형상과 하중 조건이 복잡하고, 균열의 길이가 증가하더라도 정밀해석모델의 경계조건으로 사용하는 세로보 단부의 변위는 거의 일정하게 유지되므로 균열의 길이가 증가함에 따라 균열선단 부근의 응력 수준이 오히려 감소할 수 있기 때문인 것으로 판단한다.

본 연구에서는 피로균열의 성장을 해석하는데 J -Integral에 의한 응력확대계수 값을 이용하였다.

4.3 응력범위 및 응력확대계수범위

열차 통행으로 인하여 발생하였을 것으로 추정하는 응력범위 Δf_i 및 응력확대계수범위 ΔK 는 각각 최대공칭응력 $f_{nom,max}$ 과 제4.3절에 기술된 최대공칭응력에 대한 응력확대계수 K 에 다음과 같은 보정계수 값을 곱하여 계산하였다.

(1) 하중보정계수 α

해석시 편의상 사용한 설계 차량하중에 비해 실제 차량의 중량, 혼잡률, 그리고 충격계수 등을 고려하였을 때의 차이점을 보정하기 위한 계수이다. 하중보정계수 α 는 제2.2절의 내용과 같이 정원승객 하중 9.6톤, 설계차량하중 84톤, 공차하중 42.4톤을 고려하여 만든 다음 식 (6)을 이용해서 구한 값을 사용하였다.

(3) 해석모델보정계수 ν

응력확대계수를 구하기 위한 정밀해석은 전체구조물에 대한 해석시 Model-A를 사용하여 얻은 경계조건을 적용하였으므로 Model-A에 대한 Model-C의 경계조건 적용시의 최대 주응력비 ($\nu = f_{i,C} / f_{i,A} = 0.483$)를 해석모델보정계수로 적용하였다.

응력이력과 1일 열차통행량 및 혼잡률 등을 고려하여 위의 보정계수를 곱해 구한 응력범위 Δf_i 와 반복회수 n_i 를 정리하면 표 15, 표 16과 같다.

4.4 피로균열 길이 산출

4.4.1 하한계응력범위

피로균열의 진행을 유발시키지 않는 하한계응력범위 Δf_{th} 의 크기는 다음의 식을 이용하여 계산할 수 있다.

$$\Delta f_{th} = \frac{\Delta K_{th}}{\sqrt{\pi a} F(a)} \tag{8}$$

한계응력확대계수값 $\Delta K_{th} = 80\text{MPa} \cdot \text{mm}^{1/2}$ 를 사용하여 균열길이에 따른 하한계응력범위의 크기를 나타내면 그림 14와 같다.

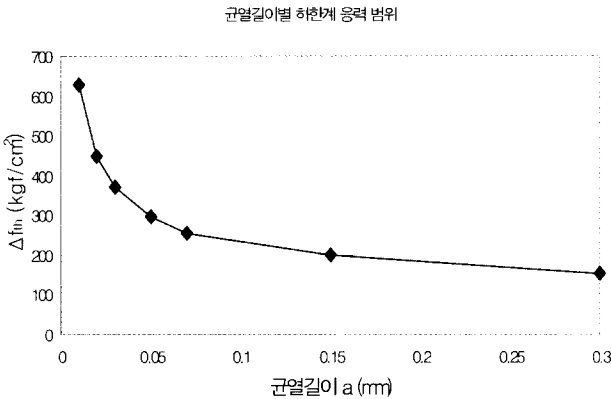


그림 14. 균열길이별 하한계응력범위

4.4.2 등가응력범위

본 연구에서는 초기균열길이를 강재의 입자 크기수준인 0.01mm로 가정하였다. 계산상의 편의를 위해 균열길이의 구간별로 구분하여 하한계응력범위 이하의 응력범위는 무시하고 식 (9)를 이용해서 구한 등가응력범위 Δf_{eq} 을 사용하였다.

$$\Delta f_{eq} = \sqrt[3]{\frac{(\Delta f_i)^3 n_i}{\sum n_i}} \tag{9}$$

표 3에서 나타낸 1일 열차통행량에 대해서 각 균열길이별로 식 (9)를 이용하여 계산한 등가응력의 크기와 반복회수를 정리해서 나타내면 표 17과 같다.

표 17. 균열길이별 등가응력 및 1일당 반복회수

구 분 a (mm)	1989년 통행량 기준		1995년 통행량 기준	
	Δf_{eq}	$\sum n_i$	Δf_{eq}	$\sum n_i$
0.01	625	90	-	-
0.02	522	1,089	485	2,322
0.03	516	1,149	485	2,322
0.04	516	1,149	485	2,322
0.05	482	1,518	475	2,538
0.07	422	2,552	432	3,672
0.10	422	2,552	432	3,672
0.15	416	2,694	393	5,160
0.25	416	2,694	393	5,160
0.30	400	3,064	383	5,616
1.00	399	3,066	382	5,676
10.0	399	3,066	382	5,676
100.	399	3,066	382	5,676
200.	399	3,066	382	5,676

4.4.3 균열진행 소요 일수

위의 결과를 바탕으로 각 경우별, 균열길이의 범위별 균열진행에 소요되는 일수를 계산하여 그 결과를 표로 나타내면 가정한 초기균열 0.01mm와 0.02mm에 대해 각각 표 18, 표 19와 같다.

4.5 비교 및 고찰

피로균열진행을 수치적으로 해석한 결과 구 당산철교의 통행을 중단시킨 1996년 말 까지 진행된 균열길이는 미국과 일본의 모델을 사용한 경우 3.1cm~13.4cm정도로 계산되었으며, 초기 균열의 크기를 0.02mm로 가정하면 균열의 길이는 좀더 크게 계산되었다.

독일의 모델을 적용한 경우는 초기 균열의 크기를 0.01mm로 가정하면 수명이 무한대에 접근하며, 0.02mm로 가정하면 균열의 길이가 약 8cm로 계산되었다. 이것은 균열의 크기가 매우 작아서 응력확대계수범위가 균열진행이 없는 하한계값에 근접할 경우 독일의 모델은 다른 모델에 비하여 균열의 진행 속도를 더욱 작게 고려하고 있기 때문이다.

동일한 조건이더라도 각 피로균열진행속도 모델로부터 계산된 균열길이는 차이를 보이고 있으며, 이외에도 현재 정확한 자료의 파악하기 어려운 교통량, 충격, 초기균열의 크기, 하한 계응력확대계수범위, 세로보 연결부의 실제 거동 등으로 인하여 계산에 의한 오차의 범위는 더욱 커질 수밖에 없을 것으로 판단된다. 이러한 문제점과 피로시험에서도 일반적으로 나타나는 피로수명의 분포범위를 고려한다면 위의 피로균열에 대한 수치해석의 결과는 실제 구 당산철교에서 조사된 균열과 잘 부합하는 것으로 평가할 수 있다.

표 18. 피로균열진행 소요일수 (초기균열 0.01mm)

$a_i \sim a_{i+1}$ (mm)	Δf_{cr} (kgf/cm ²)		피로균열 진행 소요일수 (일)						비고
			일본		독일		미국		
	6량	10량	6량	10량	6량	10량	6량	10량	
0.01~0.02	625	485	373		∞		121	1	
0.02~0.03	522	485	25		218		72		
0.03~0.05	516	485	27		93		75		
0.05~0.07	482	475	15		38		41		
0.07~0.10	422	432	13		31		35		
0.10~0.15	416	393	17		35		44		
0.15~0.30	416	393	33		61		85		
0.30~1.00	400	383	111		189		280		
1.00~2.00	399	382	138		229		343		
2.00~2.30	399	382	37		61		91		90년
2.30~4.00	399	382	179		289			266	
4.00~10.0	399	382	423		659			608	
10.0~13.5	399	382	183		278			256	
13.5~20.0	399	382	312			289		433	
20.0~27.0	399	382	304			279		418	
27.0~30.8	399	382		94		141		211	96년
30.8~40.0	399	382		211		314		471	
40.0~80.0	399	382		798		1173		1760	
80.0~100.0	399	382		361		525		788	
100.0~120.0	399	382		660		1015		1522	
120.0~123.5	399	382		68		99		149	
123.5~140.0	399	382		327		480		720	
140.0~160.0	399	382		427		631		946	
160.0~180.0	399	382		500		750		1125	
180.0~200.0	399	382		656		1009		1514	
합 계			6,292		∞		13,377		

표 19. 피로균열진행 소요일수 (초기균열 0.02mm)

$a_i \sim a_{i+1}$ (mm)	Δf_{cr} (kgf/cm ²)		피로균열 진행 소요일수 (일)						비고
			일본		독일		미국		
	6량	10량	6량	10량	6량	10량	6량	10량	
0.02~0.03	522	485	25		218	-	72		
0.03~0.05	516	485	27		93		75		
0.05~0.07	482	475	15		38		41		
0.07~0.10	421	432	13		31		35		
0.10~0.15	416	393	17		35		44		
0.15~0.30	416	393	33		61		85		
0.30~1.00	400	383	111		189		280		
1.00~2.00	399	382	138		229		343		
2.00~2.30	399	382	37		61		91		
2.30~4.00	399	382	179		289		433		
4.00~7.70	399	382	286		449		674		
7.70~10.0	399	382	137		210			193	90년
10.0~13.5	399	382	183		278			256	
13.5~20.0	399	382	312			289		433	
20.0~27.0	399	382	304			279		418	
27.0~30.8	399	382	155			141		211	
30.8~35.2	399	382	171			155		232	
35.2~36.2	399	382	38			34		51	
36.2~40.0	399	382		84		125		188	
40.0~44.2	399	382		91		134		201	
44.2~80.0	399	382		708		1039		1559	96년
80.0~100.0	399	382		361		525		788	
100.0~120.0	399	382		660		1015		1522	
120.0~123.5	399	382		68		99		149	
123.5~134.2	399	382		211		309		193	
134.2~140.0	399	382		117		171		527	
140.0~160.0	399	382		427		631		946	
160.0~170.7	399	382		255		380		570	
170.7~180.0	399	382		245		370		555	
180.0~200.0	399	382		656		1009		1514	
합 계			6,061		8,885		12,681		

또한 보요소로 구성된 전체구조물 해석모델에서 세로보의 거동을 고려하기 위한 모델보정계수와 정확한 응력확대계수 값을 얻기 위한 J-Integral 방법의 적용은 이것들을 무시하였을 경우와 비교해 보았을 때 실제에 접근하는 결과를 얻기 위해 매우 중요한 것으로 나타났다.

5. 결 론

유한요소해석과 파괴역학적인 피로균열 진행모델을 사용하여 구 당산철교 판형교 세로보의 피로균열을 수치해석 방법으로 계산한 결과 다음과 같은 결론을 얻었다.

- (1) 각 균열 구간별 피로수명은 전체적으로는 피로시험 등에서 일반적으로 예상할 수 있는 오차 범위 내에 있는 것으로 나타났다. 그러나 크기가 매우 작은 초기 균열 부근에서는 피로균열 진행모델에 따라 ΔK_{th} 을 고려하는 방법이 서로 다르므로 계산된 피로수명에 큰 차이를 보인다.
- (2) 수치해석 방법에 의한 피로균열 길이는 초기균열크기를 0.01mm로 가정한 독일 모델의 경우를 제외한 다른 경우에 실제 구 당산철교에서 조사된 균열길이와 잘 부합되는 것으로 나타났다.
- (3) 공학적으로 타당성 있는 피로수명 계산 결과를 얻기 위해서는 전체 구조물의 거동과 연결부의 상세를 고려한 정밀구조해석과 균열 진행에 따른 변화된 부재의 단면력과 응력분포를 고려할 수 있는 J -Integral 방법 등에 의한 정확한 응력확대계수의 사용이 요구된다.

참 고 문 헌

대한토목학회 (1997) : 당산철교 증거보전사건 감정연구 보고서
 조재병 (1994) : EPAPS user's manual version 3.0.
 조재병 (1995) : 계산에 의한 강구조의 단계별 피로수명 추정 방법, 한국강구조학회논문집, 제7권, pp.234~235.
 철도청 (1999) : 철도설계기준 (철도교편), 철도청.
 Albrecht, P. A.; Yamada, K. (1977) : Rapid Calculation

of Stress Intensity Factors, *J. Struct. Div.*, ASCE, 103 (1977)
 Barsoum, R. S. (1977) : Triangular quarter point element as elastic and perfectly-plastic crack tip element, *int. J. for numerical method in eng.*, pp.85-98.
 Eurocode (2003) : Final Draft prEN 1991-2, Eurocode 1 - Actions on structures, Part 2 : Traffic loads on bridges, Working Version April 2003
 Fisher, J. W. (1984) : Fatigue and Fracture in Steel Bridges - Case Studies
 Hirt M. A.; Fisher, J. W. (1973) : Fatigue Crack Growth in Welded Beams, *Engineering Fracture Mechanics* 5
 Hobbacher, A. (1987) : Assessment of planar defects in respect to fatigue, *JWG-XIII-XV-83-87*.
 Miki, C.; Mori, T.; Tajima, J. (1986) : Effect of stress ratio and tensile residual stress on near threshold fatigue crack growth, *Struct. Earthquake Eng.*, Vol.3, No.1, pp.175-182.
 Owen, D. R. J.; Hinton, E. (1980) : Finite Elements in Plasticity.
 Radaj, D. (1977) : Gestaltung und Berechnung von Schweißkonstruktionen - Ermüdungsfestigkeit. Fachbuchreihe Schweißtechnik, Band 82, Deutscher Verlag für Schweißtechnik, Düsseldorf
 Rice, J. R. (1968) : Mathematical Analysis in the Mechanics of Fracture, in *Fracture Vol II*, 1968, pp.191-311
 (접수일자 : 2004. 9. 15 / 심사일 2004. 9. 23 / 심사완료일 2004. 10. 5)