


碩士學位論文

Asphalt Plug Joint의
신축성능 평가를 위한 FEM 해석



濟州大學校 大學院

土木海洋工學科

文景台

2009年 2月

Asphalt Plug Joint의 신축성능 평가를 위한 FEM 해석

指導教授 朴 相 烈

文 景 台

이 論文을 工學 碩士學位 論文으로 提出함

2009 年 2 月

文景台的 工學 碩士學位 論文으로 認准함

審査委員長 _____ 印

委 員 _____ 印

委 員 _____ 印

濟州大學校 大學院

2009 年 2 月

FEM Analysis to Evaluate Expansion Performance of Asphalt Plug Joint

Kyoung-Tae Moon

(Supervised by Professor Sang-Yeol Park)

A thesis submitted in partial fulfillment of the requirement for the
degree of Master of Engineering

2009. 2.

This thesis has been examined and approved

Thesis director, Sang-Jin Kim, Prof. of Civil & Ocean Engineering

Thesis director, Sang-Yeol Park, Prof. of Civil & Ocean Engineering

Thesis director, Dong-Wook Lee, Prof. of Civil & Ocean Engineering

February 2009.

Department of Civil & Ocean Engineering

GRADUATE SCHOOL

CHEJU NATIONAL UNIVERSITY

목 차

목 차	i
List of tables	iv
List of figures	v
Summary	ix
I. 서 론	1
1. 연구 배경	1
2. 연구 목적	2
3. 연구의 중요성	2
4. 연구 방법	3
II. 기존 연구 고찰	4
1. 개요	4
2. 매설형 신축이음장치의 유한요소해석	4
1) University of Wyoming에서의 연구	4
2) University of Aberdeen에서의 연구	7
3) Bramel et al.과 Qian et al.이 제안한 대안 형상의 비교	13
3. Asphalt Plug Joint 모형 실험	15
4. 상부 포장혼합물의 재료 물성	17
1) 상부 포장혼합물에 대한 재료실험	17
5. 아스팔트의 재료물성	24
1) 역청 및 아스팔트 혼합물의 강성 예측	24
2) University of Cambridge에서의 연구	26
III. 매설형 신축이음장치의 재료 특성	30

1. 개요	30
2. 탄성	31
3. 소성	32
4. 점성	33
5. 온도의존성	38
IV. 매설형 신축이음장치의 FEM 해석	41
1. 개요	41
2. 해석 흐름도	41
3. FEM 해석 모델	42
1) 유한요소망	42
2) 하중조건	43
3) 경계조건	44
4. 시간독립해석	45
1) 재료 물성	45
2) 재료 물성의 영향	46
3) 유한요소 해석 조건의 영향	48
4) 경계조건의 영향	50
5. 시간의존해석	51
1) 재료모델	51
2) 재료 시험편 해석	57
3) 매설형 신축이음장치의 해석	59
6. 시간독립해석과 시간의존해석 결과 비교	59
V. 매설형 신축이음장치의 거동	64
1. 개요	64
2. 시험체 제원	64
3. 시험체 제작	65
4. 사용재료	66
1) 골재	66

2) 역청(Binder)	66
5. 실험방법	66
1) 실험기기 및 시험체 설치	66
2) 실험 및 데이터 측정방법	68
6. 실험 결과 및 분석	69
1) 신축시험 결과	69
2) FEM 해석과의 표면 변형률 양상 비교	70
VI. 결 론	73
VII. 참고문헌	75



List of Tables

Table 2.1 Comparison of material test and near full scale test (Bramel et al., 1999)	15
Table 2.2 Tension test results (Bramel et al., 1999)	19
Table 2.3 Normal and shear bond tests results (Bramel et al., 1999)	20
Table 4.1 Two-layer viscoplasticity model's material properties	57
Table 5.1 Performance graded binder specification	68



List of Figures

Fig. 1.1 Schematic sketch of asphalt plug joint	1
Fig. 2.1 Horizontal strain at 70°F (Bramel et al., 1999)	6
Fig. 2.2 Schematic of debonding actions (Bramel et al., 1999)	6
Fig. 2.3 An example of allowable temperature–movement relationship	6
Fig. 2.4 Optimized joint geometry proposed by Bramel et al.(1999)	7
Fig. 2.5 Schematic of standard APJ system (Reid et al., 1998)	8
Fig. 2.6 Proposed alternative APJs (Reid et al., 1998)	8
Fig. 2.7 Von Mises stress contour for standard joint under 20mm longitudinal contracting deformation (Reid et al., 1998)	9
Fig. 2.8 Von Mises stress contour for standard joint under wheel loading (Reid et al., 1998)	9
Fig. 2.9 (a) Loading positions of sinusoidal joint (b) Reference interface edges (Reid et al., 1998)	10
Fig. 2.10 Absolute maximum Von Mises stresses under wheel loading (Reid et al., 1998)	10
Fig. 2.11 Geometry and notation (Qian et al., 1998)	12
Fig. 2.12 Coordinate system (a) corner A (b) corner B (Qian et al., 1998)	12
Fig. 2.13 Time dependent viscoelastic material properties (Qian et al., 1998)	12
Fig. 2.14 The normalized interfacial stress near corner A (Qian et al., 1998)	13
Fig. 2.15 Surface displacements at 77°F (Bramel et al., 1999)	16
Fig. 2.16 Hysteresis migration at 77°F (Bramel et al., 1999)	16
Fig. 2.17 Temperature comparison (Bramel et al., 1999)	16
Fig. 2.18 Autogenous healing at 77°F (Bramel et al., 1999)	16
Fig. 2.19 Kinematic strain hardening with lower yield (Bramel et al., 1999)	16
Fig. 2.20 Relaxation at 77°F (Bramel et al., 1999)	16
Fig. 2.21 The load–deflection curve for APJ sample (Reid et al., 1998)	17
Fig. 2.22 Stress–strain diagram for Koch/LDI material at 21°C (Bramel et al.,	

1999)	18
Fig. 2.23 Modulus of Elasticity (Bramel et al., 1999)	19
Fig. 2.24 Yield stress (Bramel et al., 1999)	19
Fig. 2.25 Yield strain (Bramel et al., 1999)	19
Fig. 2.26 Ultimate normal bond stress (Bramel et al., 1999)	20
Fig. 2.27 Ultimate shear bond stress (Bramel et al., 1999)	20
Fig. 2.28 Georgia Loaded Wheel test result at 110°F (Bramel et al., 1999)	21
Fig. 2.29 A TSRST result (Bramel et al., 1999)	22
Fig. 2.30 Relaxation of APJs (Bramel et al., 1999)	23
Fig. 2.31 Zoom plot of relaxation model (Bramel et al., 1999)	23
Fig. 2.32 Comparison of stresses of elastic, elastic/plastic, and relaxation model (Bramel et al., 1999)	23
Fig. 2.33 Stiffness vs. loading time (Van der Poel, 1954)	25
Fig. 2.34 Stiffness vs. temperature (Van der Poel, 1954)	25
Fig. 2.35 Nomograph for determining the stiffness of bitumens (Van der Poel, 1954)	25
Fig. 2.36 Strain rate/stress deformation map (Cheung and Cebon, 1997)	27
Fig. 2.37 Stress/temperature deformation map (Cheung and Cebon, 1997)	27
Fig. 2.38 Viscosity/stress deformation map (Cheung and Cebon, 1997)	27
Fig. 2.39 Viscosity/strain rate deformation map (Cheung and Cebon, 1997)	27
Fig. 2.40 Isolated contact model (Cheung et al., 1999)	27
Fig. 2.41 Hexagonal prism model (Deshpande and Cebon, 1999)	28
Fig. 2.42 Hashin's composite sphere model (Deshpande and Cebon, 1999)	28
Fig. 3.1 Constitutive model of APJ	30
Fig. 3.2 Constitutive model of APJ based on Bramel et al.'s material tests	31
Fig. 3.3 Stiffening factor of asphalt mixture (Deshpande and Cebon, 2000)	31
Fig. 3.4 Load deflection diagram of near full scale test (Bramel et al., 1999)	32
Fig. 3.5 Stress-strain curve of asphalt mixture with aggregate volume fraction of 64% (Deshpande and Cebon, 2000)	32
Fig. 3.6 Variation of load-deflection diagrams and yield criteria with hardening	

pattern	33
Fig. 3.7 Stress-strain curve of pure bitumen (Cheung and Cebon, 1997)	35
Fig. 3.8 Constant stress creep test (Cheung and Cebon, 1997)	35
Fig. 3.9 Strain-rate/stress deformation mechanism map (Cheung and Cebon, 1997)	35
Fig. 3.10 Stress/temperature deformation mechanism map (Cheung and Cebon, 1997)	35
Fig. 3.11 Viscosity/stress deformation mechanism map (Cheung and Cebon, 1997)	35
Fig. 3.12 Viscosity/strain-rate deformation mechanism map (Cheung and Cebon, 1997)	35
Fig. 3.13 Modified deformation mechanism map with stiffening factor, S	38
Fig. 3.14 Change of creep constant with temperature (Cheung and Cebon, 1997) ·	40
Fig. 4.1 Flowchart for analysis	42
Fig. 4.2 Dimension & full mesh of asphalt plug joint	43
Fig. 4.3 Meshes for APJ analysis	43
Fig. 4.4 Types of loads on APJ	44
Fig. 4.5 Boundary condition (basic type)	45
Fig. 4.6 Elasto-plastic model	46
Fig. 4.7 Elastic, elasto-plastic analysis and effect of Poisson's ratio	47
Fig. 4.8 Effect of strain hardening	47
Fig. 4.9 Load-deflection curve obtained by FE analysis with different hardening and boundary condition	48
Fig. 4.10 Effect of integration method	49
Fig. 4.11 Consideration on large deformation (Isotropic hardening)	49
Fig. 4.12 Effect of boundary condition	50
Fig. 4.13 Two-layer viscoplasticity model of ABAQUS (ABAQUS manual, 2007)	51
Fig. 4.14 Fracture stress of pure bitumen (Cheung and Cebon, 1997)	52

Fig. 4.15 Elastic-plastic model for elastic-plastic network	53
Fig. 4.16 Ratio(f) calibrated by Bramel et al.'s relaxation test(1999)	54
Fig. 4.17 Comparison of viscous model and experimental results	55
Fig. 4.18 Read steady state stress in stress-strain diagram for Koch/LDI	56
Fig. 4.19 FE model of Bramel et al.'s material test specimen	57
Fig. 4.20 Variation of stress-time curves with applied strain-rate	59
Fig. 4.21 Variation of stress-strain curves with applied strain-rate	59
Fig. 4.22 Time-dependent analysis of APJ at 5cycles	59
Fig. 4.23 Maximum principal strain distribution of time-independent analysis ..	62
Fig. 4.24 Von Mises stress distribution of time-independent analysis	62
Fig. 4.25 Maximum principal strain distribution of time-dependent analysis	62
Fig. 4.26 Von Mises stress distribution of time-dependent analysis	62
Fig. 4.27 Maximum principal strain and Von Mises stress distribution after 5cycles (scale factor=5.0)	62
Fig. 5.1 Dimension of asphalt plug joint	64
Fig. 5.2 Manufacturing process of specimen	65
Fig. 5.3 Equipment for test	68
Fig. 5.4 Arrangement for data acquisition	68
Fig. 5.5 Real view of test set-up	68
Fig. 5.6 Test results (3cycle)	69
Fig. 5.7 Strain distribution of APJ's surface	72

Summary

Asphalt Plug Joint is a new type of an expansion joint that application cases are increased in USA as well as several European countries. APJ has a type using bituminous mix normally consisted of 20% bitumen and 80% aggregates and filling into the expansion joint between pavements, and advantages in cheap construction and maintenance costs, and simple construction and securing of excellent flatness. However, APJ has designed life of 6~7 years, but its usability is hindered because it showed a problem that premature failure occurred in 6 months. Research for solving this problem has been progressed, and FEM analysis among existing researches was performed. However, since material showing complicated behavior of APJ was oversimplified and analyzed, behavior of the expansion joint was insufficiently analyzed because reliability of the analysis was much low. Accordingly, a material model was proposed and its effectiveness was confirmed by comparing it with actual behavior in order to improve retainability of this FEM analysis in this thesis.

An elasto-plastic model and a viscous-plastic model as a material model of APJ were suggested on the base of experiment results about APJ material performed by Bramel et al. The elasto-plastic model was defined by time-independent analysis since it didn't reflect time and strain rate, and the viscous-plastic model was defined by time-dependent analysis since it considered time and strain rate.

ABAQUS v6.7 was used for FEM analysis, and influence of various elements affecting behavior of APJ was investigated through the time-independent analysis in this study. The weakest portion of APJ is an bonded surface between APJ and packing material, and an end part of a bottom plate. Also, deformation pattern was very sensitive to boundary conditions, and strain hardening showed shape of kinematic hardening under periodical load. As a result of the time-dependent analysis by considering material viscosity, it

showed similar behavior as material test results of Bramel et al. When test results were compared with analysis results, the time-independent analysis showed a little difference, but the time-dependent analysis showed similar shape. Accordingly, it was confirmed that the time-dependent analysis showed actual behavior better than the time-independent analysis.



I. 서론

1. 연구 배경

일반적으로 교량의 이음부에 사용되는 신축이음장치는 온도, 콘크리트의 건조수축 및 크리프, 활하중에 의한 처짐 등으로 유발되는 신축을 흡수하여 교량 구조물에 가해지는 응력을 해소하고 도로와 교량의 연속성을 확보하려는 목적으로 설치된다. 그러나 이러한 목적으로 설치되는 신축이음장치는 대부분이 노출형이므로 신축이음부에서의 충격과 소음으로 주행성이 현저히 떨어진다. 또한 노출형 신축이음장치는 차량충격에 의한 조기파손과 이음부의 누수에 따른 교량 구체의 노후화를 촉진시켜 결국 유지 보수비용의 증가를 가져오고 있다.

한편 교량의 신축을 상부포장재료에서 담당하는 매설형 신축이음장치(Asphalt Plug Joint, Fig. 1.1)는 포장면과 신축이음부를 매끄럽게 연결하여 충격, 진동, 소음이 거의 없으며, 주행성이 양호하다. 또한 시공과 유지보수가 쉽고 비교적 비용이 저렴하다는 장점을 가지고 있다. 그러나 이러한 매설형 신축이음장치는 몇 가지 커다란 단점을 가지고 있다. 상부포장재료의 온도의존성이 높아 온도가 높을 때는 연성이 커지며 온도가 낮을 때는 취성이 커진다. 이로 인하여 높은 기온 하에서 교통량이 많을 경우 패임 현상이 발생하고, 적은 경우는 융기현상이 발생하여 결국 포장재료의 박리나 쪼개짐에 이르게 된다. 반면, 낮은 기온 하에서는 포장재료가 연성을 잃고 취성적으로 변하여 균열을 발생시키며 결국 누수와 포장면에서 탈착에 이르게 된다. 이는 매설형 신축이음장치의 사용을 가로막는 주요원인으로 지적된 바

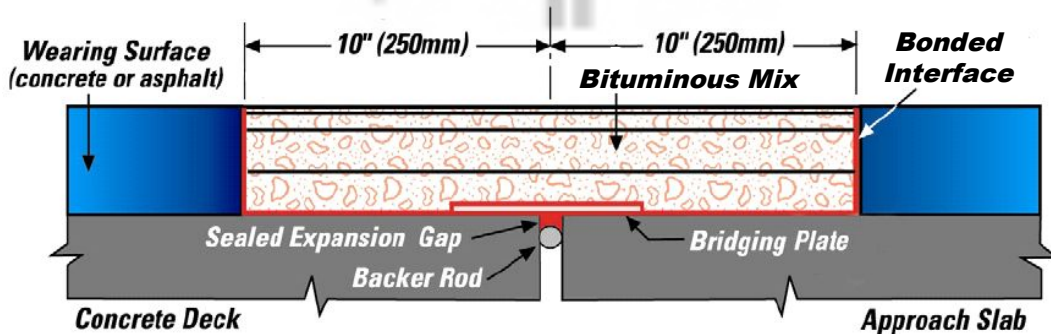


Fig. 1.1 Schematic sketch of asphalt plug joint

가 있다.

이로 인해 미국, 스위스 등에서 매설형 신축이음장치에 대한 설계기준 및 지침을 개발하기 위한 연구가 진행되었는데, 여기에서는 재료에 대한 기초실험을 수행하고, 신축이음장치에 대한 성능평가 및 FEM 해석을 수행하였다. 그러나 FEM 해석시 매우 복잡한 거동을 보이는 상부 포장혼합물을 매우 단순화하여 해석을 수행하므로 해석결과의 신뢰성이 매우 떨어졌다. 따라서 본 연구에서는 매설형 신축이음장치의 재료특성에 대해 살펴보고, 이를 모사할 수 있는 재료모델을 결정하고자 한다.

2. 연구 목적

본 연구의 목적은 매설형 신축이음장치의 거동을 보다 실제에 가깝게 나타낼 수 있는 재료모델을 제안하고, 이를 입증하는 것이다. 이를 위해 매설형 신축이음장치의 재료적 특성, 해석조건에 따른 영향 등을 검토하므로 실제 신축이음장치와 가장 유사한 재료모델을 결정하고, 해석결과를 실험결과와 비교하여 해석결과의 유효성을 입증하는 것을 목표로 하고 있다.

3. 연구의 중요성

현재 사회에서는 고속 주행시 쾌적한 승차감에 대한 요구(진동 및 소음 최소화)가 증가하고 있을 뿐만 아니라 시공의 용이함과 시설물에 대한 유지관리 비용을 절감할 수 있는 방안을 찾고 있다. 매설형 신축이음장치는 이러한 요구를 충족시켜 줄 수 있으나 상부 포장혼합물의 균열, 누수, 소성변형 등의 단점으로 인해 조기파손을 나타내었다. 따라서 매설형 신축이음장치에 적합한 재료모델을 제안하고 실제와 유사한 해석결과를 유도하므로 이러한 문제점의 원인을 분석하고 이를 개선할 수 있는 방안을 유도할 수 있을 것으로 판단되고, 연구결과를 바탕으로 장치를 개선하므로 위와 같은 사회적 요구를 충족시켜줄 수 있을 것으로 판단된다.

4. 연구 방법

본 연구는 매설형 신축이음장치(Asphalt Plug Joint)가 열팽창/수축에 의한 신축 변형에 의한 거동을 모사하기 위하여 재료모델을 제안하고, 재료적 특성, 해석조건에 대한 영향을 분석하여 매설형 신축이음장치와 가장 유사한 유한요소해석모델을 제안하기 위해 아래와 같은 방법으로 연구를 진행하였다.

1. 문헌조사를 통하여 기존 FEM 해석에 사용된 재료모델과 해석결과를 확인하고, 기존 연구의 문제점과 한계를 분석하였다.
2. 기존 연구결과를 통해 상부재료의 특성을 분석하고 이를 기반으로 FEM해석에 사용될 재료모델을 결정하였다.
3. 재료적 특성에 따라 시간독립해석과 시간의존해석을 수행하였으며, 시간독립해석에는 재료적 특성과 해석조건에 따른 영향을 비교·분석하여 재료모델과 유한요소해석모델을 결정하였다.
4. 실제 사용되는 매설형 신축이음장치와 동일한 시험체를 제작하고 신축실험을 수행하였다.
5. 결정된 재료모델을 적용하여 시간독립해석과 시간의존해석을 수행하고, 해석결과를 실험결과와 비교하여 FEM 해석의 유효성을 입증하였다.

II. 기존 연구 고찰

1. 개요

매설형 신축이음장치는 시행착오에 의해 개발된 것으로 그 거동에 대한 철저한 이해없이 사용되어 왔으며, 현재까지도 매설형 신축이음장치에 대한 연구사례는 그다지 많지 않다. 매설형 신축이음장치의 연구사례 중 가장 광범위한 연구는 미국 University of Wyoming의 Bramel et al.(1999)이 수행한 것으로 매설형 신축이음장치의 설계기준을 개발하기 위한 것이었다. 또한, 영국의 University of Aberdeen에서는 매설형 신축이음장치와 직간접적으로 연관된 다수의 논문을 발표하였다. 이들 논문의 주제는 매설형 신축이음장치의 대안적 형상에 대한 것(Reid et al., 1998, Qian et al., 2000), 매설형 신축이음장치의 응력과 변형에 대한 해석(Qian et al., 2000, Qian and Akisanya, 2001), 이종 재료의 접합부에 대한 일반식 유도(Qian and Akisanya, 1999, Qian, 2001, Qian et al., 2002) 등이 있다. 매설형 신축이음장치에 대한 또 다른 연구 사례가 스위스에서 보고된 바 있다. Partl et al.(2002)은 스위스에서의 매설형 신축이음장치에 대한 설계지침을 제작하는 과정에서 설계지침의 적합성을 확인하기 위하여 현장 및 실내 실험을 수행하였다.

매설형 신축이음장치에 대한 응력해석, 파괴양상, 그리고 조기파손의 방지를 위한 대안적 설계 등 직접적인 연구를 수행한 Bramel et al.(1999), Reid et al.(1998), Qian et al.(2000)의 연구 성과를 중심으로 검토하였다.

2. 매설형 신축이음장치의 유한요소해석

1) University of Wyoming에서의 연구

Bramel et al.(1999)은 매설형 신축이음장치의 거동을 이해하고 온도와 신축량의

관계를 조사하기 위하여 ANSYS를 이용한 유한요소해석을 수행하였다. 서로 다른 4가지의 온도에서 자체적으로 수행한 재료실험 결과를 바탕으로 취득된 응력-변형률 관계를 이용하여 선형 탄성-완전 소성 해석을 수행하였으며, 이 해석에서는 인장파괴만이 고려되었다. 해석에 사용된 매설형 신축이음장치의 파괴기준은 다음과 같다.

- 신축이음부 경계면의 응력이 법선 접촉강도를 초과할 때
- 신축이음부 경계면의 응력이 전단 접촉강도를 초과할 때
- 총 변형률이 항복 변형률의 5배를 초과할 때

해석을 위해 다음과 같은 가정들이 도입되었다.

- 평면 변형률 조건
- 매설형 신축이음장치의 재료 거동은 선형 탄성-완전 소성으로 가정
- 대변형이론(large deformation theory) 적용
- 포아송비는 온도에 상관없이 0.35로 가정
- 법선 및 전단 접촉파괴는 취성인 것으로 가정
- 파괴에 이르는 변형률은 항복변형률의 5배
- 신축변형의 속도는 준정적(Quasi-static)인 것으로 가정
- 32°F(0℃) 이상의 온도에서 교량의 신축에 의한 전단파괴는 통행하중에 의한 압력에 의해 복구되는 것으로 가정
- 매설형 신축이음장치의 재료는 점탄성 재료이므로 장시간동안 부과된 변형률은 0으로 가정
- 매설형 신축이음장치 바닥과 연결된 콘크리트 교량 상판부는 강체인 것으로 가정

이들의 유한요소해석은 두 가지 주목할 만한 결과를 제시하였다. 그 하나는 신축이음부의 유효길이에 대한 것이다. 그들의 해석 결과에 따르면 신축변형률에 의한 변형률은 매설형 신축이음장치의 일부분에서만 발생한다는 것이다. Fig. 2.1의 변형형상은 매설형 신축이음장치의 변형이 매설형 신축이음장치 전체에 분포되는 것이 아니라 특정영역에 집중되어 있음을 보여 준다. 이러한 유효길이는 신축이음부 형상, 탄성계수, 항복강도, 온도에 의해 결정되는 것으로 추정하였다. 그들은 신축이음부의 변형이 특정영역에 집중된다는 전제 하에 변형률이 발생하지 않는 다른 부분

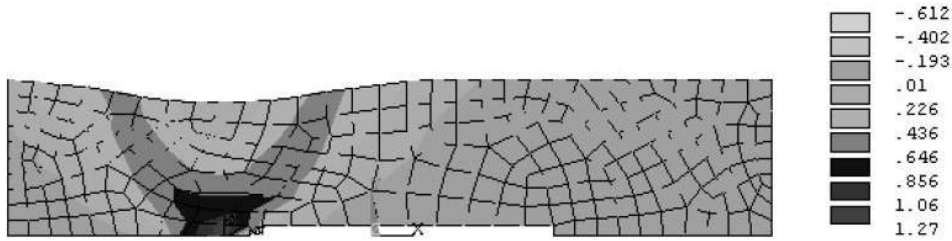


Fig. 2.1 Horizontal strain at 70°F (Bramel et al., 1999)

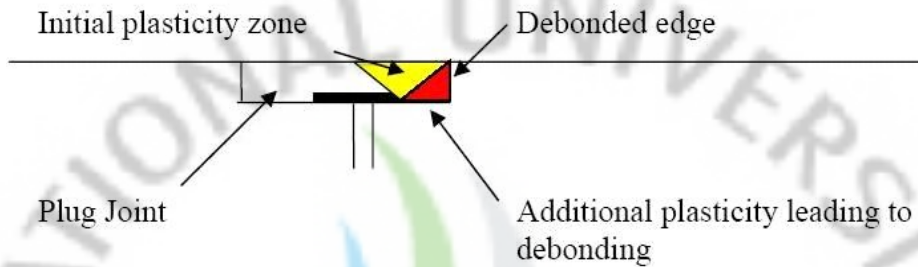


Fig. 2.2 Schematic of debonding actions (Bramel et al., 1999)

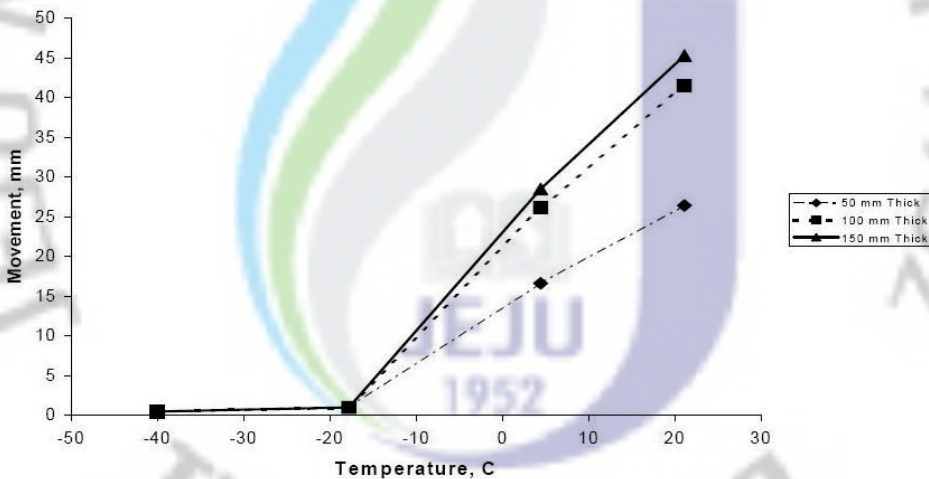


Fig. 2.3 An example of allowable temperature-movement relationship (Bramel et al., 1999)

의 매설부를 제거하는 것이 비용이나 파손의 예방 측면에서 도움이 될 것이라고 결론지었다. 이러한 결과를 근거로 Bramel et al.은 매설형 신축이음장치의 최적 형상을 제안하였다(Fig. 2.2).

또 다른 주목할 만한 결과는 Fig. 2.3에 나타난 것과 같이 매설형 신축이음장치의 신축량에 따른 사용 가능한 온도 범위를 제시하였다는 것이다. 그들의 해석에 따르면 40°F(4.4°C) 이상의 온도에서는 최대변형률이 파괴를 지배하며, 0°F(-18°C) 이하의 온도에서는 법선 접착강도의 파괴가 우세한 것으로 평가되었다. 법선 접착강

도에 의한 파괴가 지배되는 온도에서는 유한요소해석으로부터 허용 신축량의 기준을 결정할 수 있다. 또한 매설형 신축이음장치의 두께가 두꺼운 경우 파괴면은 신축이음부 바닥의 콘크리트 상단과의 경계면 또는 바닥 철판(steel plate)의 끝으로부터 먼 곳에서 파괴가 발생한 반면 두께가 얇은 신축이음은 철판의 바로 위쪽에서 파괴가 일어났다. 따라서 철판 바로 위에서의 파괴를 피하기 위해서는 매설형 신축이음장치의 두께가 최소한 50 mm 이상은 되어야 할 것으로 판단하였다. 이들은 허용 온도와 신축량과의 관계를 근거로 초기 설계 절차를 개발하였다.

매설형 신축이음장치에서 철판의 양쪽에 위치한 콘크리트 상판과의 경계면이 대칭이기 때문에 교량의 신축변형에 의해 철판이 어느 쪽으로 움직일지는 알 수 없다. Bramel et al.(1999)은 철판의 움직임을 특정 방향으로 통제하기 위한 수단으로 접착제 또는 물리적 고정을 제안하였다. 이렇게 철판의 움직임을 특정 방향으로 통제할 수 있다면 철판이 움직이지 않는 방향의 매설형 신축이음장치를 더욱 짧게 할 수 있다고 주장하였다(Fig. 2.4).

Bramel et al.(1999)의 연구는 신축에 의한 변위만 고려되었고 통행하중의 영향에 대해서는 검토되지 않았다. 따라서 매설형 신축이음장치의 대안적 형상에 대한 그들의 결론은 통행하중에 대한 고려가 결여된 것임을 유의할 필요가 있다.

2) University of Aberdeen에서의 연구

영국에서는 매설형 신축이음장치 내부의 응력 및 변형을 분포를 고찰한 일련의 연구가 University of Aberdeen에서 수행되었다. 몇 가지 형태의 매설형 신축이음

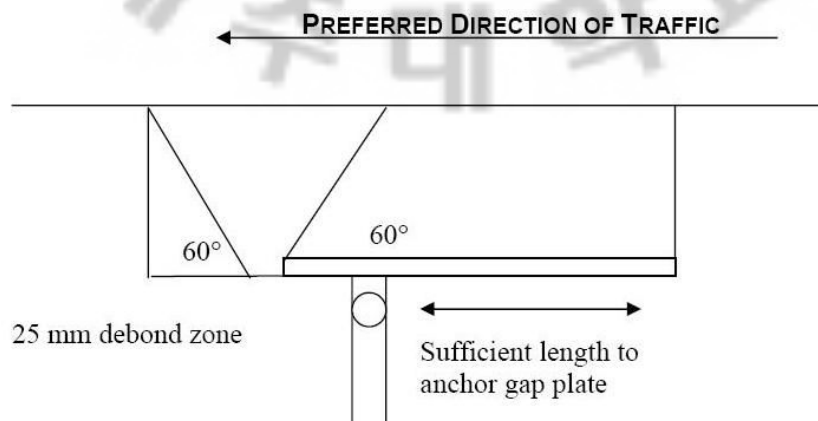


Fig. 2.4 Optimized joint geometry proposed by Bramel et al.(1999)

장치에서의 응력분포가 규명되었으며 응력집중을 완화하기 위한 대안적 형상이 제시되었다.

매설형 신축이음장치에 대한 그들의 첫 번째 논문(Reid et al., 1998)에서는 두 가지 대안적 형상이 제시되었으며 기존 매설형 신축이음장치와 비교 검토 되었다. 우선 그 논문에서는 영국에서 역시 조기 파손의 문제가 발생함을 인정하면서 대부분의 파괴양상은 도로 포장과 매설형 신축이음장치 사이의 경계면에 균열이 발생하였음을 지적하였다. Reid et al.(1998)은 도로 포장과 매설형 신축이음장치의 경계면의 접촉면을 넓힘으로써 이 경계면에서 발생하여 조기 파손을 유발하는 응력집중을 완화할 수 있을 것으로 기대하였다. Fig. 2.5는 ‘표준형(standard type)’으로 지칭된 기존 매설형 신축이음장치의 형상을 나타낸 것이고, Fig. 2.6은 그들이 제안한 넓어진 접촉면을 갖는 두 가지 대안적 형상을 표시한 것이다. ‘사다리형(trapezoidal type)’으로 지칭되는 경계면이 45° 기울어진 첫 번째 대안은 응력집중의 완화 효과 뿐 아니라 균열이 생긴 경우에도 자체적인 복원효과가 있을 것으로 기대되었다. ‘파형(sinusoidal type)’으로 지칭된 두 번째 대안의 경우 윤택중의 영향을 감소하여 균열 성장을 억제할 것으로 기대되었다. 파형 신축이음장치의 경우 사인 파형의 파장은 400 mm, 진폭은 200 mm였다.

이들의 연구에서도 역시 ANSYS v5.1을 이용하여 유한요소해석을 수행하였다. 유한요소 모형의 적합성은 재료물성을 얻기 위하여 수행된 압축 시험편에 대한 3차원 정적 선형/비선형 해석을 수행하고 그 결과를 실험결과와 비교하여 검증하였다. 해석에 사용된 요소는 2차원 평면 변형률 및 3차원 quadratic element가 사용되었으며 표준형 및 사다리형은 2차원으로 파형은 3차원으로 모형화 하였다.

Reid et al.은 교량 신축에 의한 변형 및 통행하중에 대한 해석을 각자 독립적으로 수행하였으나 신축변형에 대한 해석 결과는 정성적 평가만을 간략히 논문에 실고

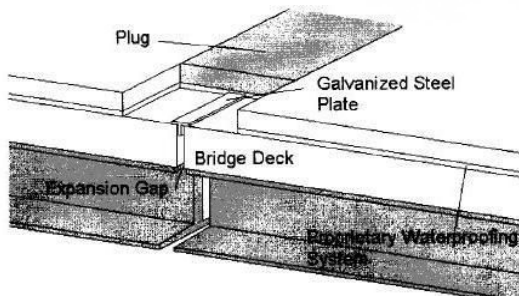


Fig. 2.5 Schematic of standard APJ system (Reid et al., 1998)

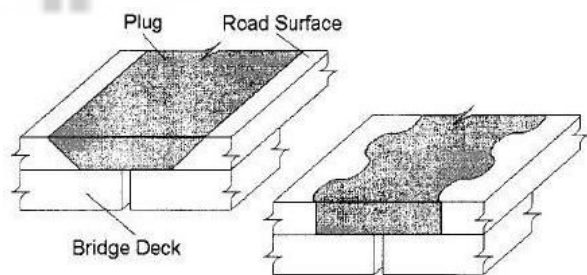


Fig. 2.6 Proposed alternative APJs (Reid et al., 1998)

통행하중의 영향을 집중적으로 분석하였다. 자동차의 통행하중모형은 Osterman (1991)의 논문을 참고하였는데, Osterman은 차량 바퀴와 도로 포장의 접지면에서 발생하는 하중으로 주변부, 측면, 그리고 중량의 세 가지로 구분하였다. 차량 중량에 의해 발생하는 하중은 신축이음부 표면에 수직으로 작용하며, 경사도, 회전력, 감속, 솟음, 원심력 등에 의해 발생하는 주변부 하중 및 측면 하중은 차량 진행 방향의 반대 방향으로 수평력의 형태로 작용하며 이러한 수평력의 크기는 차량의 중량과 속도에 의해 결정된다. 운하중의 접지면적은 300×210 mm로 가정되었다.

해석결과는 Von Mises 응력으로 표시되었다. Fig. 2.7과 Fig. 2.8은 표준형 신축이음장치에서 신축변형 및 통행하중에 대한 Von Mises 응력분포를 나타낸 것이다. 통행하중의 작용위치는 매설형 신축이음장치 위를 통과하는 차량을 상정하여 시간에 따라 순차적으로 이동하였으며 Fig. 2.10은 시간, 즉 운하중의 위치에 따른 최대 Von Mises 응력의 변화를 나타낸 것이다. 파형 신축이음장치의 경우 파형의 오목한 위치와 볼록한 위치의 두 가지 위치에서 해석을 각각 수행하였다(Fig. 2.9 (b)).

세 가지 형상의 매설형 신축이음장치에 신축에 의한 압축응력이 부가되었을 때의 Von Mises 응력분포를 비교하면 사다리형 및 파형 신축이음기 응력을 수용하는데 더 유리한 것으로 나타났다. 최고 응력의 발생위치는 표준형의 경우 포장과의 경계면 상단에서, 사다리형의 경우 경계면 하단부에서, 파형의 경우 대각선 방향으로 신축이음 양 단부의 거리가 최소가 되는 지점에서 나타났다.

한편 차량하중이 부가된 경우 최대응력의 발생위치는 모든 형상에서 동일하였는데 Fig. 2.9 (b)에 보이는 신축이음과 포장의 경계면 상단부에서 나타났다. Fig. 2.10

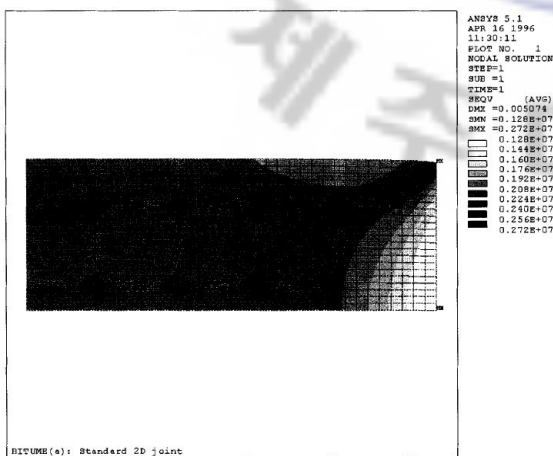


Fig. 2.7 Von Mises stress contour for standard joint under 20mm longitudinal contracting deformation (Reid et al., 1998)

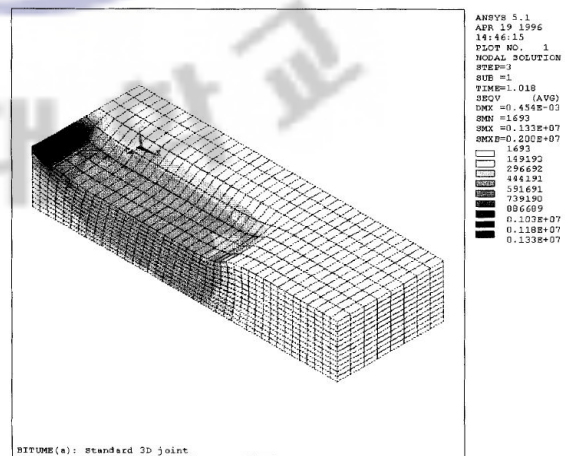


Fig. 2.8 Von Mises stress contour for standard joint under wheel loading (Reid et al., 1998)

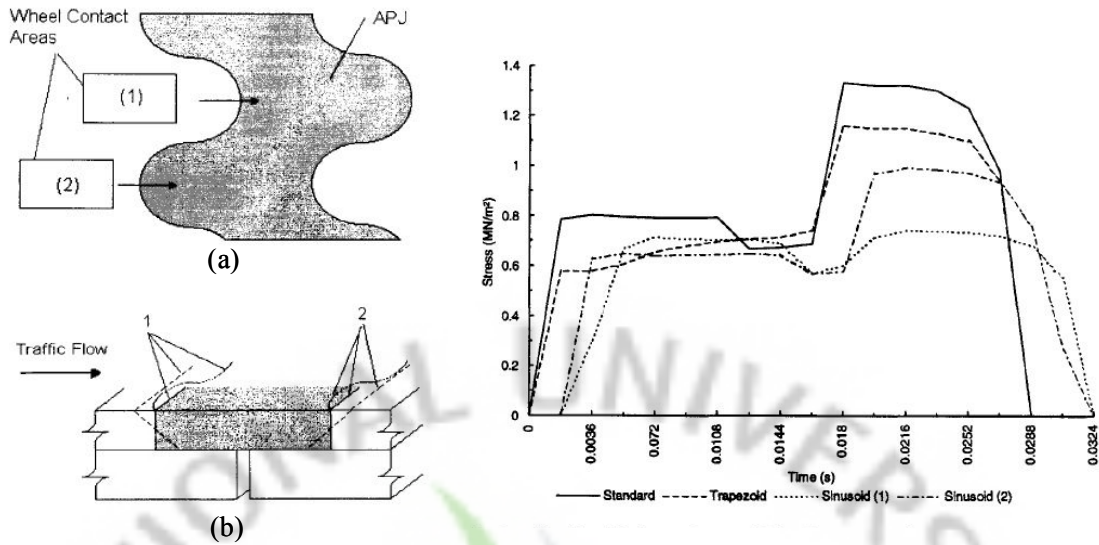


Fig. 2.9 (a) Loading positions of sinusoidal joint (b) Reference interface edges (Reid et al., 1998)

Fig. 2.10 Absolute maximum Von Mises stresses under wheel loading (Reid et al., 1998)

은 최대 Von Mises 응력값을 정량적으로 비교한 것으로, 사다리형 및 파형에 비해 표준형 신축이음에서의 최대 Von Mises 응력이 언제나 최대값을 가지는 양상이 뚜렷하다.

Reid et al.(1998)의 성과는 다음과 같이 요약할 수 있다.

- ① 표준형 신축이음장치에 대한 Von Mises 응력분포를 평가한 결과 신축변형 및 통행하중이 부가된 경우 최대응력 발생위치는 언제나 포장부와의 경계면 상단부였다.
- ② 포장과의 경계면의 면적을 증가시키면 매설형 신축이음장치에 발생하는 최대응력이 감소하며 따라서 조기파손을 지연할 수 있다.
- ③ 통행하중에 대한 응답은 양 경계면에서 대칭이지 않고 차량 진행방향의 경계면 상단부의 응력이 언제나 크게 나타났다. 따라서 차량 진행방향에 따른 비대칭 형상의 매설형 신축이음장치도 고려할 만하다.

한편 이 논문의 한계는 다음과 같이 정리할 수 있다.

- ① 아스팔트 혼합물의 재료물성은 점성 및 온도의존성을 가짐에도 불구하고 하중속도 및 온도에 의한 재료물성의 변화가 고려되지 않았다.
- ② 인장/압축 응력 하에서의 재료응답의 차이에 대한 고찰이 없으며 신축에 의한 인장변형이 고려되지 않았다.

- ③ 이 연구는 기존 매설형 신축이음장치와 대안 형상의 성능에 차이가 있다는 점만 시사할 뿐 사다리형 신축이음의 최적 각도 또는 파형의 크기 등 최적화된 설계안을 제시하고 있지 않다.
- ④ 매설형 신축이음장치의 대안적 형상을 고려하는데 있어 설치의 난이도 등 실용적인 측면에 대하여 고려하고 있지 않다.
- ⑤ 매설형 신축이음장치의 바닥에 놓여지는 강판의 영향에 대한 고려가 없다. 특히 이 강판의 경우 도로포장과의 경계면과는 또 다른 모서리를 형성하여 매설형 신축이음장치의 내부에 더욱 강력한 응력집중부를 유발할 가능성이 있음에도 해석 모형에서는 이를 고려하지 않았다.

상기의 한계들 중 몇 항목에 대해서는 같은 연구진의 다른 논문(Qian et al., 2000)에서 보완되었다. 위에 열거한 단점들에도 불구하고 Reid et al.의 연구는 매설형 신축이음장치의 성능 개선에 있어서 유용한 시사점을 제공하고 있다. 즉, 매설형 신축이음장치의 취약부를 밝히고 단순히 형상의 개선을 통해 성능을 개선할 수 있다는 가능성을 보인 것이다.

2년 후 Qian et al. (2000)은 위의 연구를 보충하여 사다리형 신축이음부의 형상을 최적화하기 위한 유한요소해석을 수행하고 그 결과를 발표하였다. 최적형상을 위한 주 해석에서는 강판을 고려하지 않았으나 강판의 영향에 대해서도 일부분 언급을 하고 있으며 점탄성 및 온도의 영향에 대해서도 간략히 언급하고 있다.

Fig. 2.11은 사다리형 신축이음장치의 형상 및 기호를 나타낸 것이고 Fig. 2.13은 재료의 점탄성 모형을 나타낸 것이며, Fig. 2.12는 좌표계를, Fig. 2.14는 하중 부가 시간 $t=0$ 인 순간(즉 점성 거동이 나타나기 전)에 모서리 A로부터의 거리에 대한 A 점에서의 정규화된 경계면 법선응력을 나타낸 것이다. Fig. 2.14는 Fig. 2.12에 표시된 4 가지의 하중에 대한 경계면 각도에 따른 응력분포의 차이를 보여 준다.

경계면 각도가 0° 인 표준형 신축이음장치의 경우 모서리로부터의 거리에 따라 지수형태로 응력이 감소하는 것이 확인된다. 이것은 모서리 부근에 응력집중에 의한 특이성이 존재함을 의미한다. 게다가 하중 부가시간이 증가하면 이 모서리 부근의 응력은 증가하는데, 이것은 점탄성 거동의 영향으로 시간에 따라 재료의 강성이 감소하는 것을 의미한다.

경계면 경사도가 어느 정도 이상 커지기 전까지는 도로포장에서 신축이음부로 혹은 그 반대로 윤하중이 이동함에 따라 응력의 방향이 바뀌는 현상이 확인되었다.

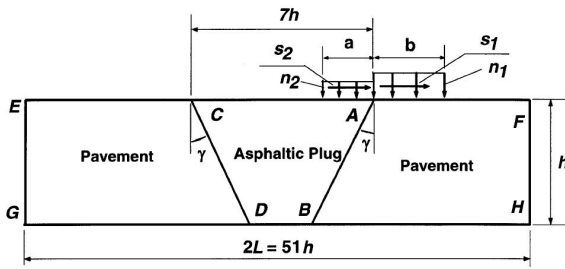
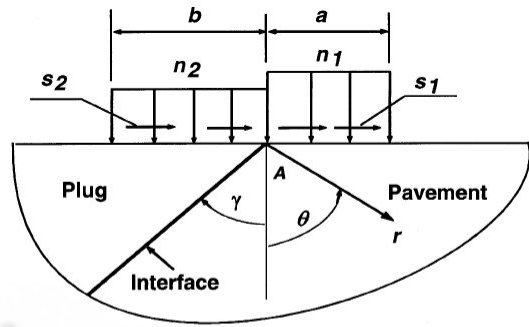


Fig. 2.11 Geometry and notation (Qian et al., 1998)



(a)

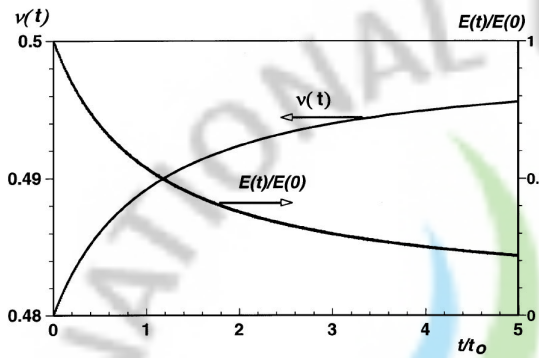
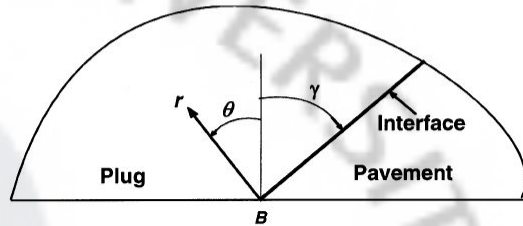


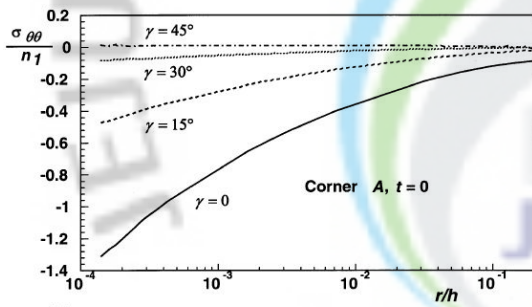
Fig. 2.13 Time dependent viscoelastic material properties (Qian et al., 1998)



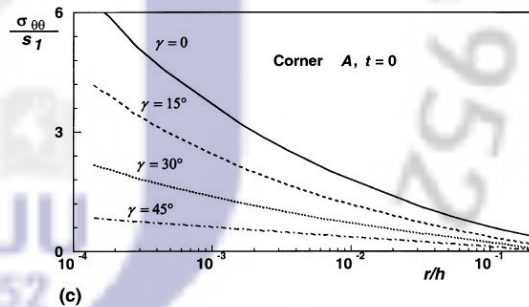
(b)

Bridge Deck

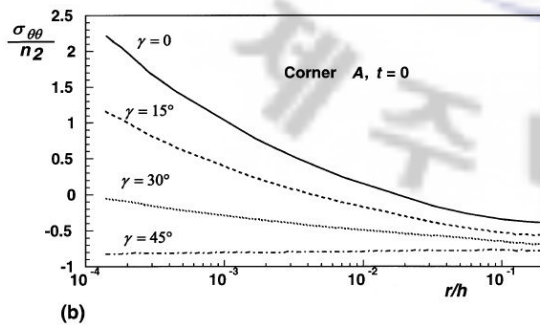
Fig. 2.12 Coordinate system (a) corner A (b) corner B (Qian et al., 1998)



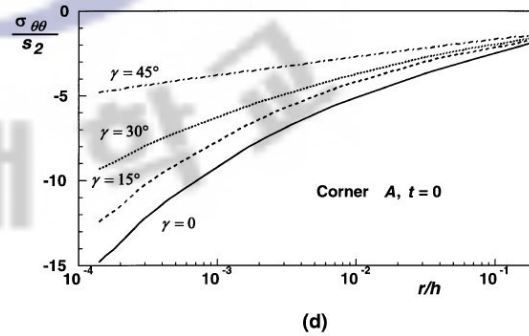
(a)



(c)



(b)



(d)

Fig. 2.14 The normalized interfacial stress near corner A (Qian et al., 1998)

Qian et al.(2000)은 이러한 현상을 응력역전(stress reversal)으로 지칭하고, 이것이 피로파괴의 원인인 것으로 추정하였다. 그러나 경사면 각도가 30° 혹은 그 이상으로 커지면 응력역전은 나타나지 않는다. 이러한 결과를 근거로 이들은 응력의 집중도

를 완화하고 응력역전을 방지하기 위한 최적 경계면 각도는 30° 이상이 되어야 한다고 제안하였다.

Fig. 2.14에 명확히 나타나듯이, 경계면 각도의 증가가 응력의 집중도를 완화시키는 것은 확실한 것으로 판단된다. 따라서 30° 이상의 각도를 경계면 형상에 적용하면 경계면의 균열이 억제되는 효과가 있을 것이라는 예측이 가능하다.

Fig.2.11에 나타난 모서리 B에서의 응력분포도 모서리 A의 경우와 유사한 양상을 보이지만 응력 범위는 다소 낮은 것으로 나타났으며, 따라서 모서리 A가 사다리형 신축이음장치에서 가장 취약한 부위인 것으로 추정할 수 있다.

한편, 이러한 분석은 철판이 없는 경우에 대한 해석 결과를 바탕으로 하고 있으나, 철판의 존재를 고려하면 사정이 달라져 모서리 B에서의 응력이 증가하게 된다. 철판의 영향은 철판의 모서리로부터 모서리 B까지의 거리가 줄어들수록 증가하게 되므로, Qian et al.은 철판의 모서리와 모서리 B 사이의 거리는 최소한 매설형 신축이음장치 두께 이상의 간격을 가져야 하며 철판 모서리를 둥글게 처리하면 균열 방지에 도움이 된다고 제안하였다.

Qian et al.의 연구는 체계적인 접근을 하고 있으나 신축 변형에 대한 고려가 없이 오직 차량 하중에 대해서만 해석을 수행하고 있다는 점과 아스팔트 혼합물의 복잡한 재료물성이 지나치게 단순화 되었다는 점에서 아쉬운 점이 있다.

3) Bramel et al.과 Qian et al.이 제안한 대안 형상의 비교

Fig. 2.4는 University of Wyoming의 Bramel et al.(1999)이 제안한 매설형 신축이음장치의 대안 형상이고, Fig. 2.6은 University of Aberdeen에서 제안한 대안 형상이다. University of Aberdeen에서는 최초 Reid et al.(1998)이 사다리형 및 파형의 두 가지 형상을 제안하였으나 Qian et al. (2000)의 후속 논문에서는 별다른 설명 없이 파형 조인트를 제외하였다. 여기에서는 Qian et al.의 사다리형과 Bramel et al.의 대안 형상을 비교하였다.

먼저 Bramel et al.이 제안한 직사각형 설계는 운하중의 효과를 고려하지 않고 신축변형에 대한 해석결과를 근거로 제시되었다. 해석결과에 따르면 변형률의 발생은 강판의 움직임에 따라 한쪽의 모서리로부터 확산되는 60° 의 각도를 갖는 삼각형의 영역에 한정되며 이 영역을 유효길이라 칭하였다. 따라서 강판이 움직이는 방향을

한쪽으로 제어하면 단지 유효영역만의 범위에 신축이음을 설치할 것을 제안하였다. 그러나 Bramel et al.은 해석결과에 대한 설명은 매우 간결하며, 특히 60° 라는 특정 각도가 발생하는 원인 등에 대한 고찰을 시도하지 않았기 때문에 그다지 설득력이 있지 않다. Bramel et al.의 또 다른 제안은 강판 바로 위에서의 파괴를 방지하기 위한 매설형 신축이음장치의 최소 두께는 50 mm 이상이어야 한다는 것이다.

Qian et al.(2000)의 사다리형 신축이음장치의 최적 형상에 대한 제안은 매우 설득력이 있는 논증이 뒷받침되고 있다. 그러나 Qian et al.의 경우 통행하중의 영향만을 고려하고 신축변형의 영향에 대해서는 고려하지 않았다는 점은 그의 논문에서 아쉬운 부분이라 할 수 있다. Qian et al.의 해석결과에 따르면 포장과 신축이음부 경계면의 기울기 증가를 통한 접촉면적의 증가는 응력집중 및 응력역전의 효과를 감소시키는 것이 확인되었으며, 응력역전이 발생하지 않게 하려면 최소한 30° 이상의 각도를 가져야 한다고 결론지었다. 매설형 신축이음장치의 폭이 유효길이 이상으로 클 필요가 없다는 Bramel et al.의 주장과는 달리, Qian et al.은 강판의 모서리와 포장과의 경계면 사이에는 최소한 매설형 신축이음장치의 두께 이상의 간격을 갖도록 충분한 길이를 확보해야 한다고 주장한다. 또한 강판 모서리에서의 응력집중을 완화하기 위해서는 강판의 모서리를 둥글게 하는 것이 도움이 된다고 하였다.

두 연구팀에서 각각 제시하는 공통되는 의견은 대칭적 형상보다는 비대칭 형상이 더 유리할 것이라는 예측이다. 그러나 그러한 예측의 근거는 서로 다르다. Fig. 2.4에 나타난 바와 같이 Bramel et al.의 제안은 강판의 길이를 한쪽으로 확장하여 강판의 움직임을 특정 방향으로 제어하고 통행하중의 방향도 특정 방향으로 향하는 것이 좋다고 하였다. 그러나 Bramel et al.은 이러한 제안에 대한 설득력 있는 논증을 제시하지 않고 있다. 한편 University of Aberdeen의 Reid et al.(1998) 역시 그들의 해석결과 차량진행 방향에 따라 양 경계면에서의 응력집중도가 다르게 나타난다는 점(Fig. 2.10)을 근거로 재료 사용의 효율성 면에서 비대칭 형상을 고려해볼 만하다는 의견을 제시하고 있다.

양측에서 제시하는 이러한 대안 형상은 서로 다른 하중조건, 해석조건 및 가정에 근거하고 있다는 점을 유의하여야 하며, 향후 연구를 통해 이들의 주장을 재평가하고 보다 포괄적인 설계 지침을 제시할 필요가 있다.

3. Asphalt Plug Joint 모형 실험

Bramel et al.(1999)은 거의 실물 크기의 매설형 신축이음장치 모형을 제작하여 가속실험을 수행하였다. 이 실험은 0.55 mm/°C의 신축량을 가지는 Cheyenne Wyoming에 있는 교량을 모사하였으며, 최대 일교차에 의한 신축변형이 5년 동안 가해지는 상황을 가정하여 실험이 수행되었다.

모든 시험편에서 심각한 피로균열이 발견되었으며, 취약 부위는 강판의 모서리 또는 포장과 신축이음부 사이의 경계면 상단으로 확인되었다. 한편 아스팔트 혼합물의 복원력, 차량 통행, 그리고 기온의 상승에 따른 계절적 신축에 의한 압축력 등은 매설형 신축이음장치의 수명을 증가시키는 요인으로 추정되었다. 실험으로부터 도출된 결론은 다음과 같다.

- ① 실험을 통해 확인된 매설형 신축이음장치의 거동은 해석에 의한 예측과 일치하였으나, 해석적으로 예측된 설계 성능은 5년의 설계수명에 대해 보수적인 것으로 평가되었다.
- ② 변위제어에 의한 반복하중 부가시 하중이 0이 되는 지점이 변화하였는데 이것은 relaxation, 즉 점성에 의한 것으로 추정된다.
- ③ 재료실험에서는 관찰되지 않았던 이동성 경화(Kinematic hardening) 양상이 모형실험에서는 발생하였다.

Table 2.1은 재료시험 및 모형실험으로부터 얻은 항복응력을 비교한 것이다. 미국

Table 2.1 Comparison of material test and near full scale test (Bramel et al., 1999)

Joint Material	Material Test σ_y	Joint Test σ_y	% Difference
Temperature =25°C			
Koch/LDI	7.7 psi	10 psi	27 %
Pavetech	4.1 psi	5.6 psi	30 %
Watson Bowman Acme	19 psi	22 psi	16 %
Temperature = 4°C			
Koch/LDI	22 psi	24 psi	10 %
Pavetech	19 psi	14 psi	31 %
Watson Bowman Acme	26 psi	22 psi	18 %
Temperature = -7°C			
Koch/LDI	49 psi	43 psi	13 %
Pavetech	70 psi	54 psi	23 %
Watson Bowman Acme	68 psi	63 psi	7.8 %

3개 제조회사의 매설형 신축이음장치 재료를 사용하여 다양한 온도 범위에서 실험을 수행한 결과들이며, Fig. 2.15 ~ 18은 다른 온도에서의 반복하중에 대한 표면 변위 및 하중-변위 곡선을 나타낸 것이다.

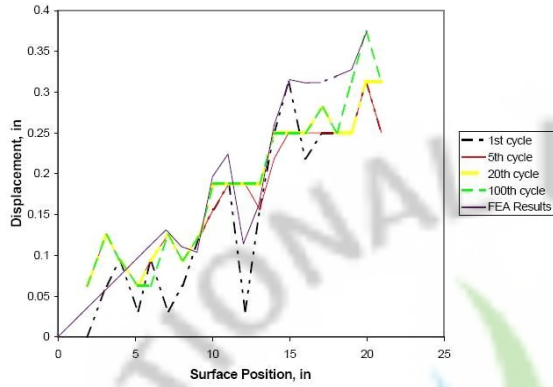


Fig. 2.15 Surface displacements at 77°F (Bramel et al., 1999)

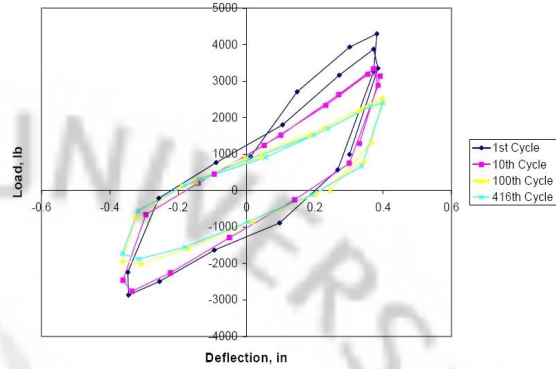


Fig. 2.16 Hysteresis migration at 77°F (Bramel et al., 1999)

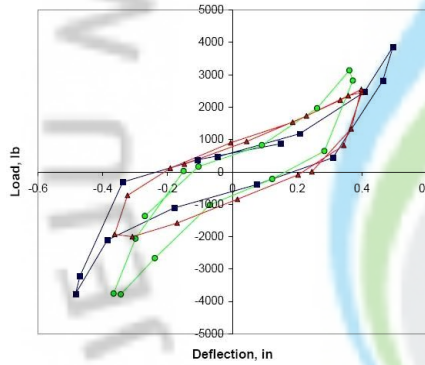


Fig. 2.17 Temperature comparison (Bramel et al., 1999)

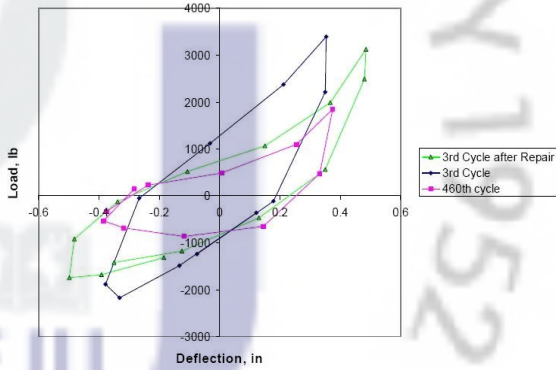


Fig. 2.18 Autogenous healing at 77°F (Bramel et al., 1999)

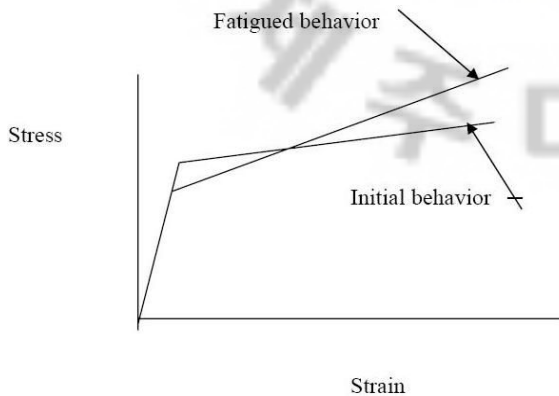


Fig. 2.19 Kinematic strain hardening with lower yield (Bramel et al., 1999)

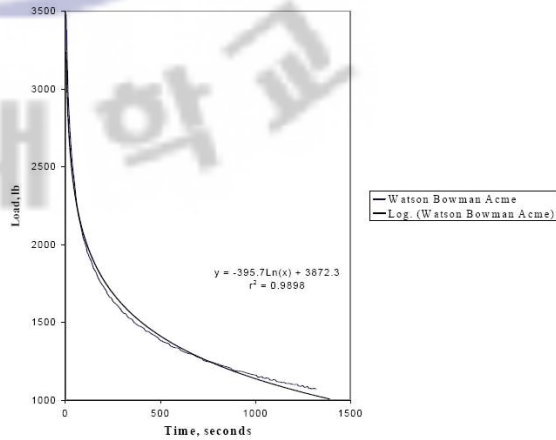


Fig. 2.20 Relaxation at 77°F (Bramel et al., 1999)

4. 상부 포장혼합물의 재료 물성

매설형 신축이음장치의 재료 거동은 점성, 소성, 온도의존성 등의 영향을 받기 때문에 매우 복잡하다. 일반적으로 도로포장용 아스팔트 콘크리트의 역청의 중량비는 4.5 ~ 8.0%이고 나머지가 골재로 이루어진데 반해 매설형 신축이음장치의 중량은 80%의 골재와 20%의 역청으로 이루어져 있다(Reid et al., 1998). 본 절에서는 먼저 매설형 신축이음장치의 재료에 대한 재료실험을 직접 수행한 Reid et al.(1998)과 Bramel et al.(1999)의 재료 실험 데이터를 소개하였다.

1) 상부 포장혼합물에 대한 재료실험

(1) Reid et al.(1998)의 재료실험

Reid et al.은 그들의 해석에 필요한 응력-변형률 곡선을 얻기 위하여 상온($\approx 20^{\circ}\text{C}$)에서 ASTM D1074-96의 규정에 따라 압축실험을 수행하였다. 그들은 매설형 신축이음장치의 재료 물성이 온도 및 시간에 대한 의존성을 가지고 있음을 알고 있었음에도 불구하고 오직 상온에서의 정적하중 실험만을 수행하였는데, 이것은 그들의 연구가 재료적 특성보다는 형상에 의한 응답의 차이를 규명하는데 관심을 두었기 때문이었다. Reid et al.의 연구결과를 받아들이는데 있어서 해석에 사용된 그들의 재료모형이 매설형 신축이음장치에 사용되는 재료의 복잡한 거동을 충분히 감안하지 않고 있다는 점과 따라서 현장의 재료 거동과 완전히 부합하지 못할 수도 있

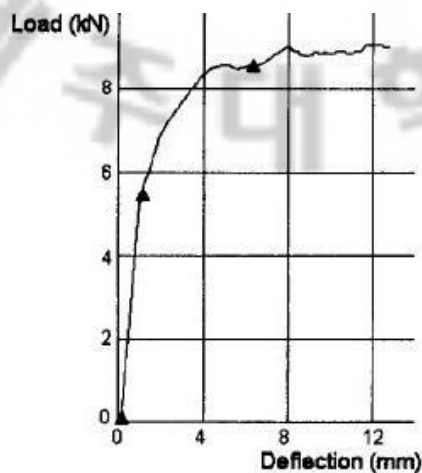


Fig. 2.21 The load-deflection curve for APJ sample (Reid et al., 1998)

다는 점을 감안하여야 한다. Fig. 2.21은 Reid et al.이 압축 실험을 통해서 취득한 하중-변위 곡선을 나타낸 것이다.

(2) Bramel et al.(1999)의 재료실험

Bramel et al.은 미국의 3개 매설형 신축이음장치 제조회사(Pavetech, Koch/LDI, Watson Bowman Acme)에서 제공한 재료를 이용하여 재료 시험편을 제작하고 이를 대상으로 다양한 온도에서 5가지 종류의 재료 실험을 수행하였다. 5종의 재료 실험은 인장시험, 법선 및 전단 접착강도시험, modulus resilience 시험, Georgia loaded wheel 시험, 그리고 TSRST(thermal stress restrained specimen test) 등으로 실험방법 및 주요결과를 아래에 정리하였다.

① 인장시험

매설형 신축이음장치의 가장 중요한 파괴양상인 균열의 특성을 가장 잘 알 수 있다는 점에서, 그리고 재료 물성의 기본 요소인 응력-변형률 곡선을 구할 수 있다는 점에서 인장시험은 다른 재료시험들보다 더욱 중요하다고 할 수 있다. 선형 탄성-완전 소성인 재료를 가정했을 때 측정이 요구되는 재료 물성의 요소는 탄성계수, 항복응력, 법선 접착응력 및 전단 접착응력 등이라 할 수 있다.

인장 시험편은 $50 \times 50 \times 250$ mm의 사각 기둥형태로 제작되었으며 변위제어로 수행된 시험의 하중 부가속도는 5 mm/min이었다. 시험편은 4개의 서로 다른 온도(21°C , 4.4°C , -18°C , -40°C)에서 최소 4시간 이상 보관 후 시험 직전에 꺼내어 시험을

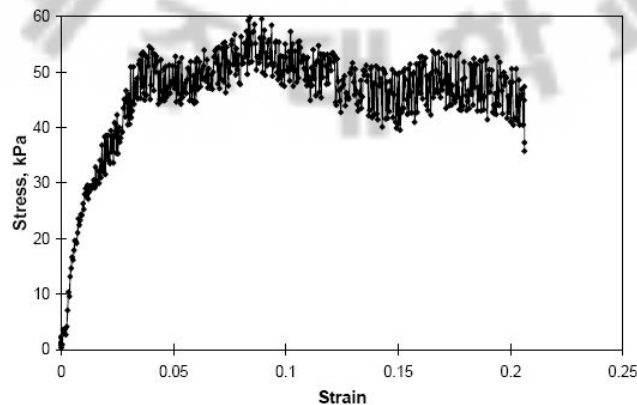


Fig. 2.22 Stress-strain diagram for Koch/LDI material at 21°C (Bramel et al., 1999)

수행하였다. Fig. 2.22는 인장시험을 통해 얻은 응력-변형률 곡선의 예를 나타낸 것이며 Table 2.2와 Fig. 2.23 ~ 25는 모든 시험편에 대한 실험 결과를 통계 처리한 결과이다.

Bramel et al.은 실험결과를 바탕으로 -18°C 이상의 온도에서 이 재료는 선형 탄성-완전 소성 모형에 부합한다고 결론지었으며, 재료가 취성으로 전환되어 소성 변형 구간이 급격히 짧아지는 glass transition temperature (T_g)는 -18°C 에서 -40°C 사이에 존재하는 것으로 판단하였다. 그들의 실험에 따르면 항복변형률의 0.5 ~ 7.0

Table 2.2 Tension test results (Bramel et al., 1999)

Temperature	Pavetech			Watson, Bowman, Acme			Koch/LDI		
	E, kPa	σ_y , kPa	ϵ_y	E, kPa	σ_y , kPa	ϵ_y	E, kPa	σ_y , kPa	ϵ_y
21°C	1,300	27	0.020	4,600	130	0.029	1,500	44	0.030
4.4°C	9,300	130	0.014	14,000	180	0.015	7,800	150	0.019
-18°C	205,000	830	0.006	150,000	750	0.006	87,000	520	0.006
-40°C	607,000	1,500	0.003	929,000	1,700	0.002	342,000	500	0.001

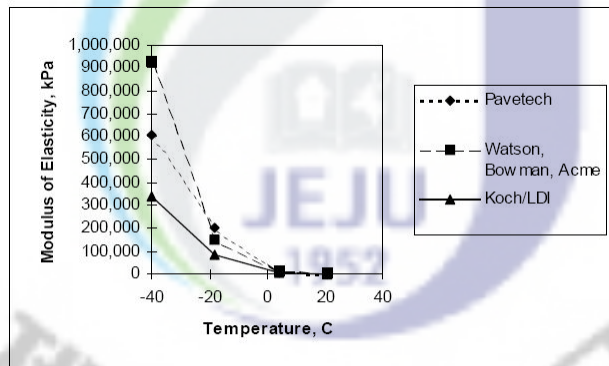


Fig. 2.23 Modulus of Elasticity (Bramel et al., 1999)

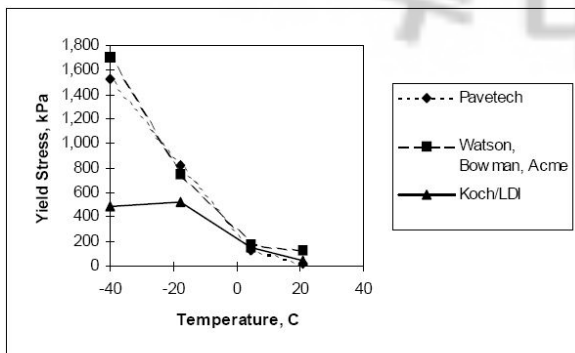


Fig. 2.24 Yield stress (Bramel et al., 1999)

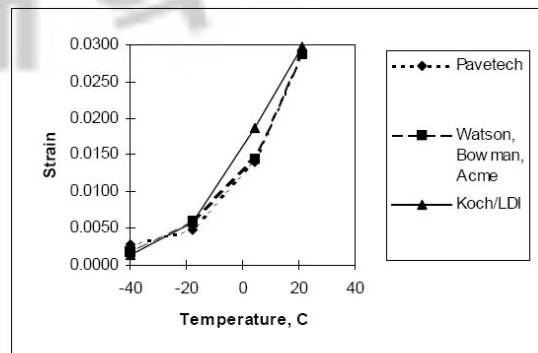


Fig. 2.25 Yield strain (Bramel et al., 1999)

배의 변형률에서 파괴가 발생하였는데, 재료의 온도가 T_g 보다 낮은 경우 항복변형률의 0.5배에서, 그리고 재료의 온도가 따뜻하여 점성이 발휘되는 온도 범위에서는 최대 항복변형률의 7배에서 파괴가 일어났다. Fig. 2.25에서 보여주듯이, 0°C 이상의 온도에서는 1% 이상의 변형률이 발생했을 때에도 여전히 탄성 거동을 보이는 것으로 나타났다. 그러나 추운 날씨에는 파괴에 매우 취약하다고 할 수 있다.

② 법선 및 전단 접착시험

법선 접착시험은 매설형 신축이음장치의 접착면에서 법선 방향으로 하중이 부가되었을 때의 접착력을 측정하는 것이고 전단 접착시험은 같은 접착면에서 평행한 하중에 대한 저항력을 측정하는 것이다. 이들 시험은 ASTM D897과 ASTM D3156의 시험방법을 약간 변형시킨 방법으로 수행되었으며, 그 결과는 Table 2.3과 Fig. 2.26 및 2.27에 나타내었다.

③ Modulus Resilience Test

아스팔트 혼합물은 점성을 가지는 재료이기 때문에 탄성범위 내에서의 변형은 탄성(recoverable)뿐만 아니라 점성(time-dependent)에 의한 변형이 함께 포함된다. 따

Table 2.3 Normal and shear bond tests results (Bramel et al., 1999)

Temperature	Pavetech		Watson, Bowman, ACME		Koch/LDI	
	Normal σ_u , kPa	Shear σ_u , kPa	Normal σ_u , kPa	Shear σ_u , kPa	Normal σ_u , kPa	Shear σ_u , kPa
21.1°C	67	110	90	130	98	76
4.4°C	220	210	260	330	190	220
-17.8°C	330	260	770	690	330	710
-40°C	340	97	640	1200	170	650

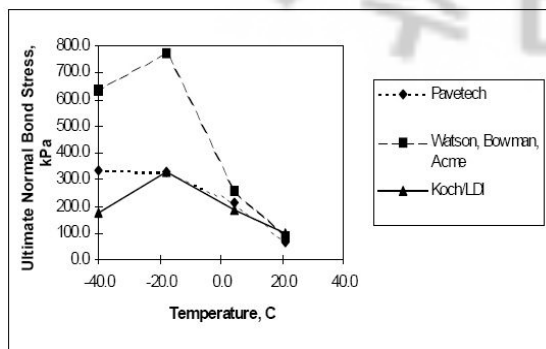


Fig. 2.26 Ultimate normal bond stress (Bramel et al., 1999)

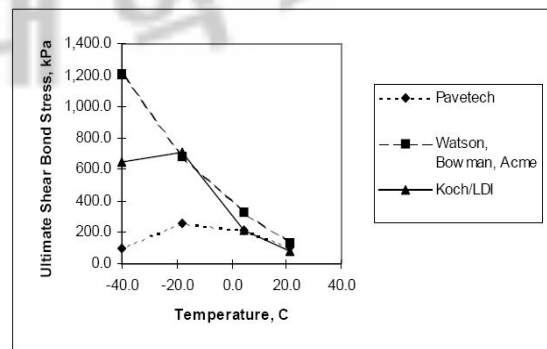


Fig. 2.27 Ultimate shear bond stress (Bramel et al., 1999)

라서 점탄성 특성을 나타내기 위하여 2가지 계수, 즉 강성(또는 전체)계수와 resilient modulus가 쓰인다(Read and Whiteoak, 2003, p.316). 여기서 resilience modulus는 강성(stiffness)의 탄성부분이라 할 수 있으며 차륜 하중에 의한 응력을 resilient strain(회복되는 변형률)로 나눈 값으로 정의된다(Hunter, 1994).

Resilience modulus(M_r) 시험은 ASTM D4123에 규정되어 있으며 1/10 주기의 haversine(sine 파형의 절반) 파형의 하중을 1 ~ 3Hz로 부가하고 이때의 탄성 또는 점탄성 되튐을 측정하는 시험이다. 이 연구에서는 3Hz의 하중을 부가하였으며, 그 결과는 재료의 점탄성 특성을 나타낸다고 볼 수 있다.

이 시험에서는 압축하중의 방향에 직교하는 인장변형률이 측정되었다. 포아송 비는 0.35로 가정하였으며, 측정값을 이용하여 간접 인장응력-변형률 곡선을 구하였다. 이 곡선에서 modulus of resilience는 하중을 제거할 때의 기울기로 정의된다. 이 실험은 짧은 시간 동안 신축이음부를 통과하는 차륜하중의 영향을 나타낸다.

측정된 M_r 은 탄성계수보다 항상 큰 값을 가졌으며 온도가 낮아짐에 따라 탄성계수에 수렴하였다. 이러한 수렴은 매설형 신축이음장치의 재료가 온도가 낮아짐에 따라 점성의 영향이 사라지면서 탄성재료로 변화하는 것을 의미한다.

④ Georgia Loaded Wheel Test (아스팔트 포장의 rutting 평가 시험)

Georgia Loaded Wheel(GLW) 시험은 아스팔트 포장의 rutting을 평가하는 시험 방법으로, 46°C의 온도에서 특정 크기의 율하중을 반복재하하고 발생하는 변형량을

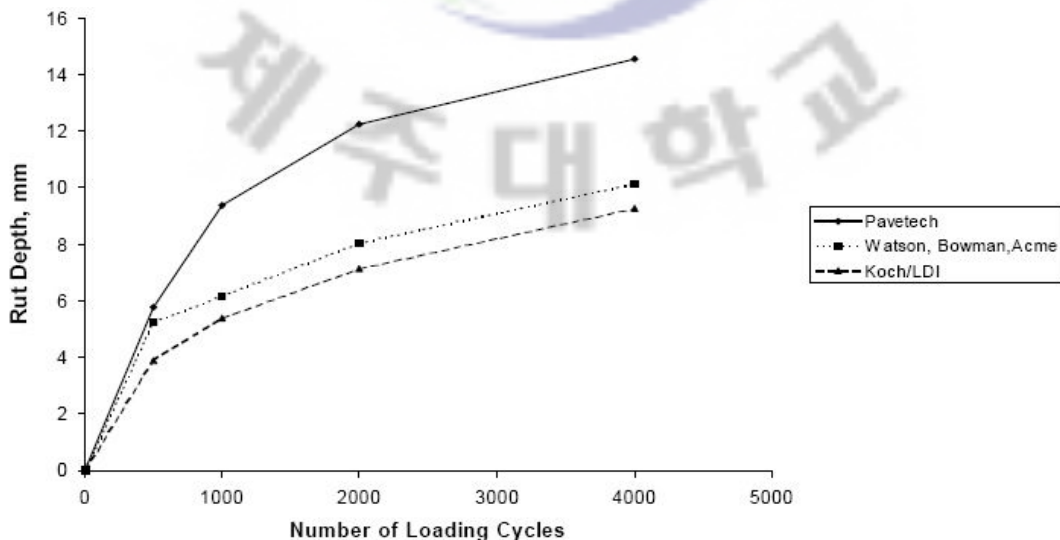


Fig. 2.28 Georgia Loaded Wheel test result at 110°F (Bramel et al., 1999)

측정하게 된다. 아스팔트 포장의 경우 rutting에 대한 허용성능은 8,000회의 GLW 반복재하에 대해서 7 mm 이하의 rutting 깊이를 가지는 것으로 정의된다.

매설형 신축이음장치에 대한 시험결과 모든 매설형신축이음장치 시험체가 4,000 회의 반복 재하에서 GLW 변형 기준을 초과하였다. 이것은 매설형 신축이음장치의 재료가 아스팔트 포장에 비해 더 부드러운 재질임을 의미한다. 시험결과는 Fig. 2.28에 나타내었다.

⑤ Thermal Stress Restrained Specimen Test

Thermal Stress Restrained Specimen Test(TSRST)는 냉각이 진행되는 동안 발생한 내부응력에 대한 아스팔트 포장의 저항성능을 평가하는 저온 실험이다. TSRST에서 시험 장치는 시험체의 초기 길이를 유지하면서 온도를 낮추게 되고 그때 발생하는 하중을 측정하게 된다.

이 실험을 통해 매설형 신축이음장치의 적용이 가능한 온도의 하한계를 결정할 수 있다. 그러나 실제 신축이음에서는 온도저하에 따른 신축변형이 발생하지만 TSRST에서는 이러한 추가적인 변형의 영향을 고려하지 않기 때문에 이 실험으로부터 측정된 파괴온도는 실제보다 과대평가된 것으로 보아야 한다. 즉, 실제 신축이음에서는 TSRST의 파괴온도보다 높은 온도에서 파괴가 일어날 수 있다. 한편, 매설형 신축이음장치의 물성 중 중요한 요소인 glass transition temperature, T_g 역시 TSRST를 통해 측정할 수 있다. 측정된 파괴온도는 3개 제조업체별로 약간씩 차이가 있었

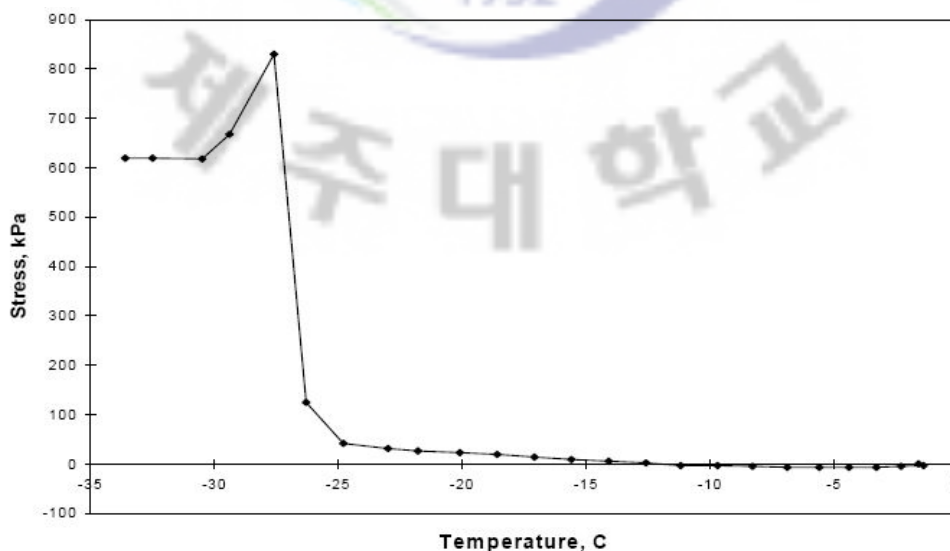


Fig. 2.29 A TSRST result (Bramel et al., 1999)

으며, 각각 -26°C , -27°C , -43°C 였으며, glass transition temperature는 파괴온도와 거의 일치하였다. Fig. 2.29는 TRSRT 결과를 나타낸 것이다.

⑥ 응력이완(relaxation)의 측정을 위한 TSRST의 수정

점성재료의 특성인 응력이완을 측정하기 위하여 TSRST 절차에 약간의 수정을 가하였다. 응력이완은 일정한 변형률이 장시간 유지될 때 발생하는 하중/응력의 감소 현상이다. Fig. 2.30은 3개 제조회사의 시험편을 대상으로 수정된 TSRST의 결과를 나타낸 것으로 온도의 변화 대신 특정 변형률을 부가한 후 하중의 변화를 측정한 것이다. 모든 시험편이 초기 변형률을 부가한 후 15분 이내에 특정 하중으로 안정화되었으며, 이것은 상당히 빠른 응력이완 속도를 보인 것이라 할 수 있다.

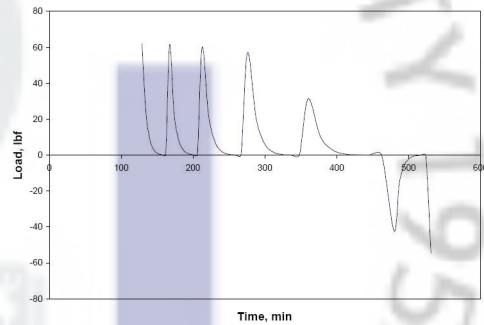
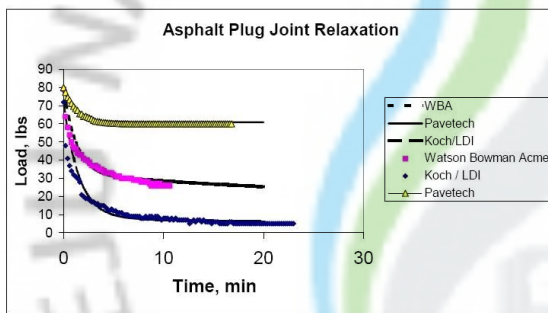


Fig. 2.30 Relaxation of APJs (Bramel et al., 1999)

Fig. 2.31 Zoom plot of relaxation model (Bramel et al., 1999)

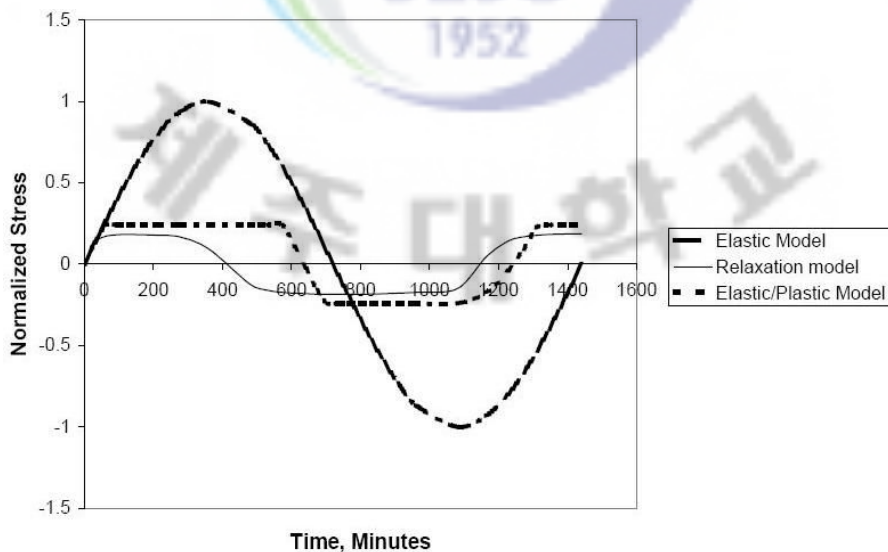


Fig. 2.32 Comparison of stresses of elastic, elastic/plastic, and relaxation model (Bramel et al., 1999)

5. 아스팔트의 재료물성

매설형 신축이음장치는 포장용 아스팔트와 각 성분의 구성비는 다르지만 동일한 성분을 사용한다는 점에서 기본적으로 아스팔트 재료라 할 수 있다. 따라서 아스팔트 혼합물의 재료물성에 대한 기존 연구들을 검토하면 매설형 신축이음장치의 재료에 대한 유용한 정보를 얻을 수 있을 것으로 기대된다. 아스팔트는 200년 동안 사용되어 왔으며 이 재료에 대한 많은 연구가 수행되어 왔다. 여기에서는 최근에 발표된 아스팔트의 대규모 변형에 대한 연구를 포함하는 아스팔트의 재료물성에 대한 기존 연구들을 조사 요약하였다.

1) 역청 및 아스팔트 혼합물의 강성 예측

아스팔트의 기계적 물성은 (1) 하중-변위 또는 응력-변형률 관계와 (2) 특정 파괴양상에 따른 성능 특성의 두 가지로 구분될 수 있다. 매설형 신축이음장치의 경우 주요 파괴양상은 균열과 소성변형(rutting)의 2가지로 요약할 수 있다. 이들 파괴양상의 특성을 지배하는 주요인자는 강성(stiffness)이다.

역청이나 아스팔트 혼합물의 응력에 대한 응답은 온도 및 하중 부가속도의 영향을 받는다. 역청이나 아스팔트 혼합물의 강성은 동적전단흐름시험(dynamic shear rheometry test, DSR test)이나 간접인장강성계수시험(indirect tensile stiffness modulus test, ITSM test)을 통해 측정될 수 있다. 그러나 이러한 시험은 제한된 온도 및 하중속도 범위에서 수행되기 때문에 한계가 있으며, 따라서 광범위한 온도 및 하중 범위에서의 강성을 측정/예측할 수 있는 방법의 필요성이 대두되었다.

Van Der Poel의 nomograph (Van Der Poel, 1954)는 순수한 역청의 강성을 추정할 수 있는 가장 널리 알려진 방법이다. Van Der Poel은 동일한 하중속도에서 동일한 침투지수(penetration index, PI)를 갖는 2개의 역청은 동일한 강성을 가짐을 입증하였다. 침투지수, PI는 Pfeiffer and Van Doormaal(1936)에 의해 역청의 침투(penetration)에 대한 온도 민감성을 표현하기 위해 도입된 것으로 두 가지의 침투 시험법에 의해 측정될 수 있다. Van Der Poel의 nomograph는 다양한 온도 및 하중속도에서 +6.3에서 -2.3범위의 PI를 갖는 40여개의 역청 시험편에 대한 실험 결과를 바탕으로 제작되었으며, 온도, 하중속도, PI, 그리고 강성 사이의 관계를 나타내

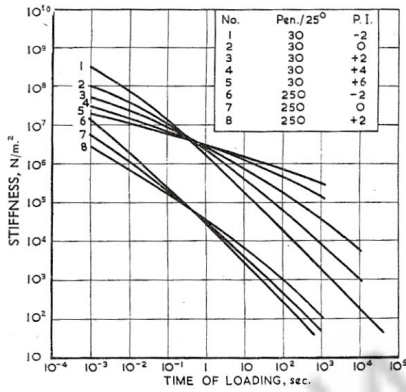


Fig. 2.33 Stiffness vs. loading time (Van der Poel, 1954)

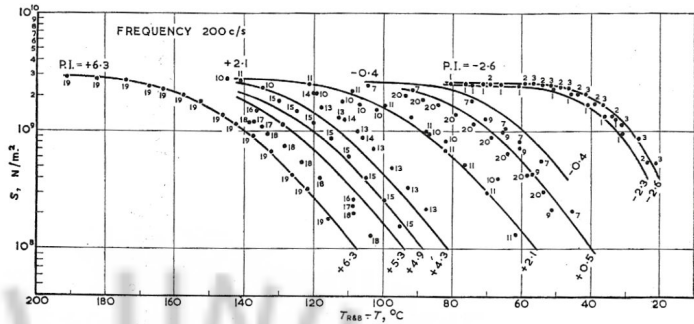


Fig. 2.34 Stiffness vs. temperature (Van der Poel, 1954)

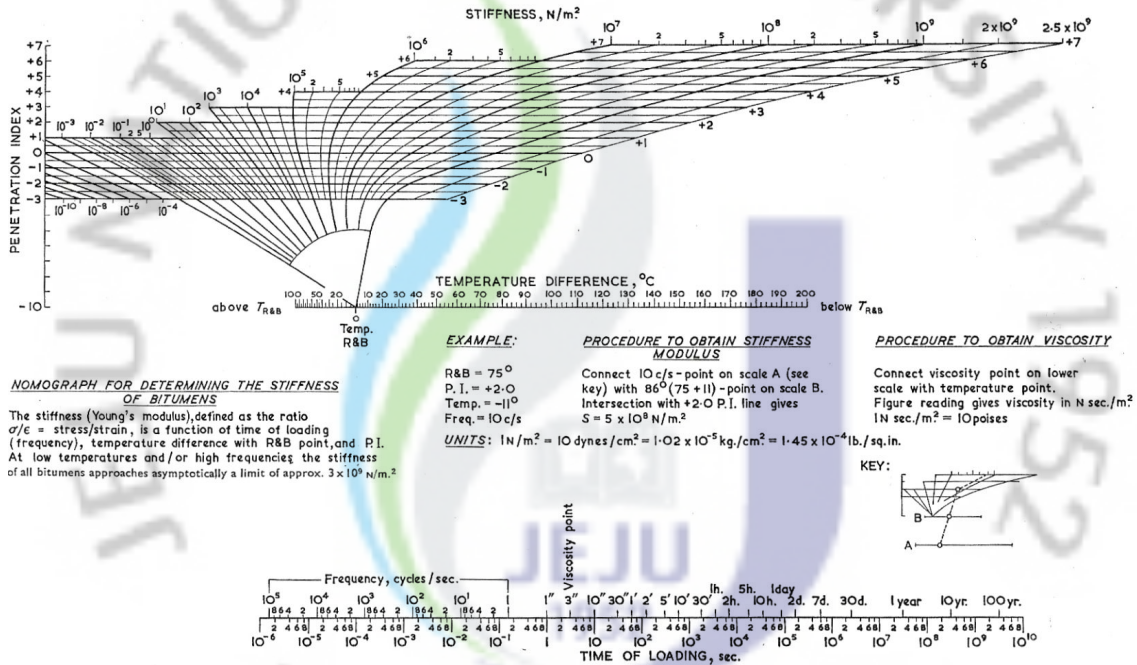


FIG. 6. Nomograph for determining the stiffness of bitumens

Fig. 2.35 Nomograph for determining the stiffness of bitumens (Van der Poel, 1954)

고 있다. Fig. 2.33은 하중속도와 강성의 관계를 나타낸 것이며, Fig. 2.34는 서로 다른 PI를 갖는 역청의 온도에 따른 강성의 변화를 보여주고 있다. Fig. 2.35는 Van Der Poel의 nomograph를 나타낸 것이다.

Van Der Poel의 nomograph의 단점은 소변형 상태, 즉 탄성영역에서만 적용이 가능하다는 것이다. 아스팔트 혼합물의 대변형 거동은 골재 입자의 구조적 배열과 역청의 거동에 의해 결정된다(Cheung et al., 1999). Bonnaure et al.(1997)은 아스팔트 혼합물의 강성을 예측하기 위한 또 다른 nomograph를 제안하였으며, Brown and Brunton(1986) 역시 역청의 물성을 근거로 아스팔트 혼합물의 강성을 계산하는 방

법을 제시하였다. Bonnaure et al.의 nomograph를 이용하여 아스팔트 혼합물의 강성을 예측하기 위해서는 역청의 강성, 역청 및 광물성 골재의 파괴비를 사용한다. Brown and Brunton의 방법은 역청의 강성과 광물성 골재의 공극(voids in the mineral aggregates, VMA)으로부터 아스팔트 혼합물의 강성을 계산한다. 두 가지 방법은 모두 5 MPa 이상의 강성을 갖는 역청에서 잘 맞으며 특히 Brown and Brunton의 방법은 12 ~ 30%의 VMA 범위에서 적용이 가능하다.

2) University of Cambridge에서의 연구

영국 University of Cambridge의 Cebon 교수와 그의 동료들은 1993년부터 역청과 역청혼합물의 재료물성에 대한 단계적 연구를 수행하여 왔다. 그들의 연구는 순차적으로 (1) 순수한 역청의 거동, (2) 아스팔트 혼합물의 거동, (3) 아스팔트 혼합물의 파괴와 피로의 3단계로 구분될 수 있다.

초기 그들은 차량하중에 의한 도로 포장의 응답에 대한 연구(Hardy and Cebon, 1993; Hardy and Cebon, 1994; Green et al., 1995; Collop and Cebon, 1997)로부터 시작하였으며 이를 도로 포장의 수명 평가(collop et al., 1995; Collop and Cebon, 1995; Collop and Cebon, 1996) 분야로 연구를 확장하였다. 이후 그들은 역청재료의 기본적 거동을 이해하는 데에 그들의 관심을 집중하였다.

1997년에 이들은 순수한 역청의 변형특성에 대한 세 편의 논문을 발표하였다(Cheung and Cebon, 1997; Cheung and Cebon, 1997; Cheung and Cebon, 1997). 역청의 다양한 조건 하에서의 재료시험, 응력-변형률 관계, 그리고 변형기구가 논문의 내용이다. 이들 논문의 주요결과는 응력, 변형률 속도, 온도, 그리고 점성 사이의 상호관계로 Cheung and Cebon은 이를 '변형기구지도(deformation mechanism map)'라 칭하였다. 이 변형기구지도는 분자구조, glass transition, 카르복시산의 존재, 그리고 성분 모형 등을 고려하고 있다. 온도에 따른 거동 특성을 설명하기 위하여 온도 범위를 고온, 상온, 저온의 세 단계로 구분하고 각 온도 범위에서의 변형 거동을 설명하기 위하여 다양한 모형이 도입되었다. 역청의 변형특성은 최종적으로 저온 탄성영역, 저온 소성영역, glass transition temperature, 고온 고응력-변형률 범위, 상온영역, 그리고 고온영역의 6개 영역으로 나뉘어 설명되었다. Fig. 2.36 ~ 39는 영국에서 널리 사용되는 역청에 대한 변형기구지도를 나타낸 것이다.

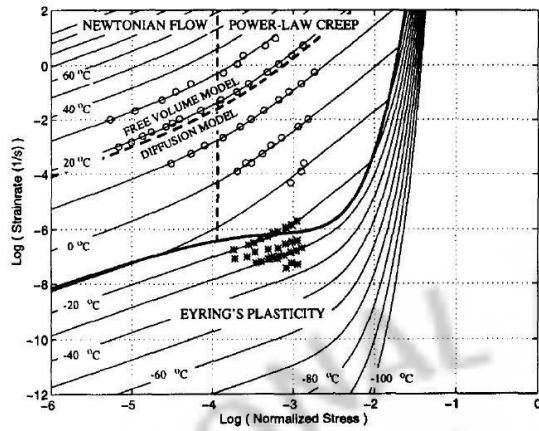


Fig. 2.36 Strain rate/stress deformation map (Cheung and Cebon, 1997)

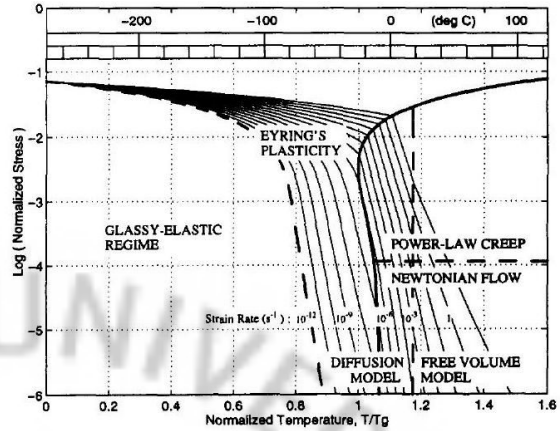


Fig. 2.37 Stress/temperature deformation map (Cheung and Cebon, 1997)

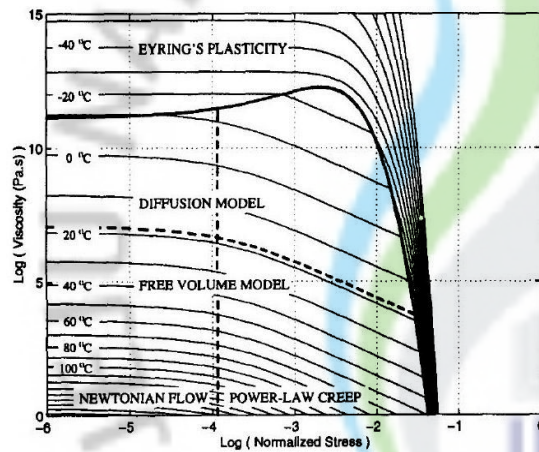


Fig. 2.38 Viscosity/stress deformation map (Cheung and Cebon, 1997)

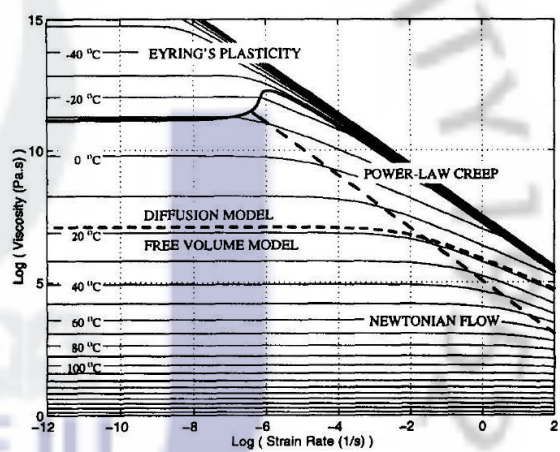


Fig. 2.39 Viscosity/strain rate deformation map (Cheung and Cebon, 1997)

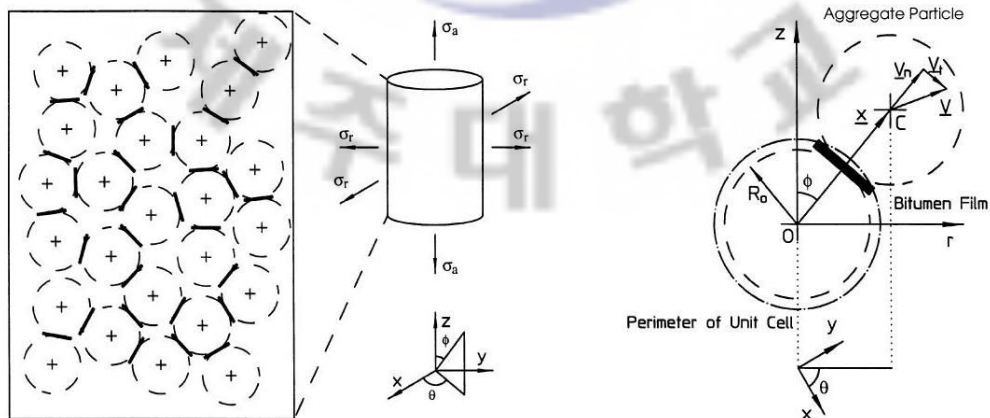


Fig. 2.40 Isolated contact model (Cheung et al., 1999)

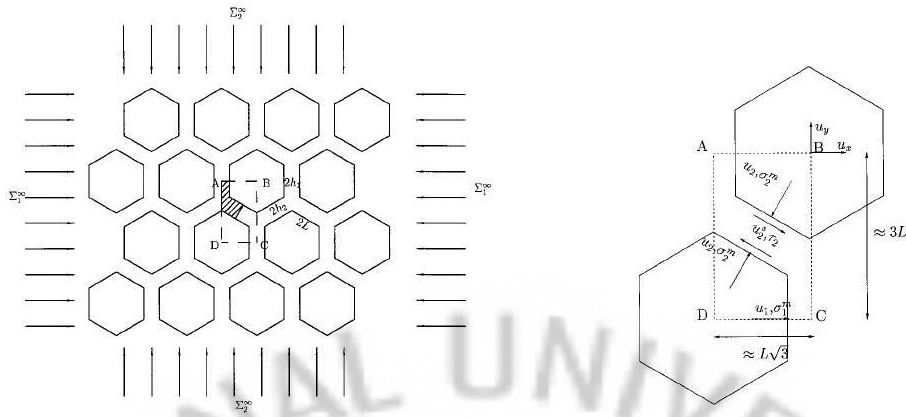


Fig. 2.41 Hexagonal prism model (Deshpande and Cebon, 1999)

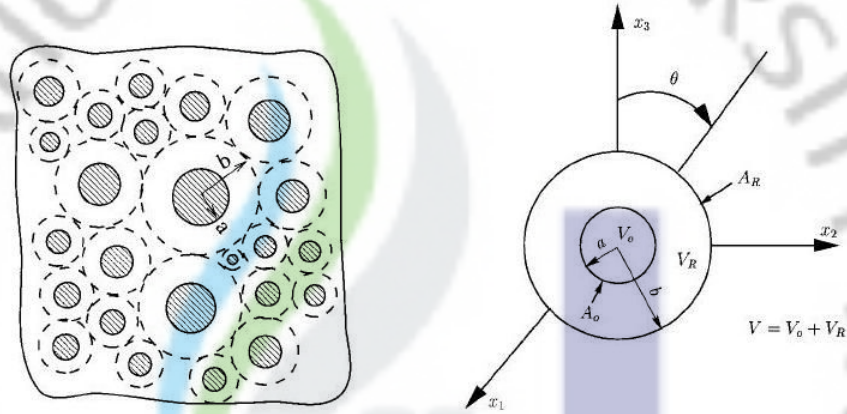


Fig. 2.42 Hashin's composite sphere model (Deshpande and Cebon, 1999)

Van Der Poel의 monograph와 비교할 때 Cheung and Cebon의 연구 결과가 가지는 가장 큰 장점은 소변형 뿐만 아니라 대변형에서의 거동 특성, 즉 소성영역에서의 점성 거동을 규명하였다는 데에 있다.

이후 그들은 연구 범위를 아스팔트 혼합물로 확장하여 아스팔트 혼합물의 응력-변형을 관계, 변형거동 및 변형기구를 조사하였다(Cheung et al., 1999; Deshpande and Cebon, 1999; Deshpande and Cebon, 1999; Deshpande and Cebon, 2000). 골재가 포함된 아스팔트 혼합물의 응력에 대한 응답을 설명하기 위하여 Fig. 2.40 ~ 42에 표시된 세 가지의 모형이 도입되었으며(Cheung et al., 1999; Deshpande and Cebon, 1999), 이들 모형을 이용한 변형 거동은 기존에 발표된 문헌의 실험결과와 잘 일치하였다. 이 연구를 통해 이상화된 아스팔트 혼합물의 변형은 역칭의 거동과 골재의 배열에 따라 결정됨이 입증되었다. 또한 이상화된 아스팔트 혼합물의 변형 거동은 정수압(hydrostatic stress) 및 축차응력(deviatoric stress)에 의해 지배되며,

인장거동과 압축거동이 서로 다르다는 결론을 얻었다(Cheung et al., 1999).

이상화된 아스팔트 혼합물의 정류변형(steady-state deformation)에 대한 구성 모형이 개발되었다(Deshapnde and Cebon, 1999). 골재 사이의 상호작용에 의해 발생하는 압축응력상태에서의 일시적인 부피 팽창, 즉 dilation에 대한 규명 역시 이들의 중요한 성과이다. Deshpande and Cebon(2000)에 의하면 골재의 체적비율이 높은 아스팔트 혼합물은 일축압축하중 하에서 팽창하는데, 골재의 체적비가 낮은 경우, 즉 역청의 부피비가 40 ~ 52%에 이르면 dilation 현상이 나타나지 않는다고 하였다. 매설형 신축이음장치에 사용되는 재료의 일반적인 역청의 체적 비율이 50% 가량임을 감안하면 매설형 신축이음장치에서는 dilation이 발생하지 않을 것으로, 다시 말해 매설형 신축이음장치 재료의 체적은 하중이 부가되는 동안 거의 일정하게 유지될 것을 예측할 수 있다.

University of Cambridge의 연구는 역청 및 역청 혼합물의 거동을 이해하는데 필요한 중요한 정보를 제공하고 있다. 다양한 역청의 함량을 가진 재료에 대한 실험이 수행되었기 때문에 그 중 일부는 매설형 신축이음장치의 재료와 비슷한 성분비를 가지는 경우가 있다는 점에서 그들의 연구는 큰 도움이 될 것으로 판단된다.

III. 매설형 신축이음장치의 재료 특성

1. 개요

일반적인 구조재료의 기계적 물성은 응력-변형률 곡선을 통해 거의 모든 정보를 얻을 수 있으며, 이러한 특성은 토목 구조물의 일반적인 사용 범위 내에서 일정한 값을 가지게 된다. 그러나 매설형 신축이음장치의 재료 물성은 온도에 민감하여 일상적인 사용 환경 하에서도 기계적 물성의 변화가 매우 크기 때문에 온도에 대한 고려가 필수적이다. 또한 매설형 신축이음장치의 주 재료인 역청은 점성이 큰 재료로 하중이 추가되는 시간에 따라 거동이 달라지는 재료이다. 점성은 시간이라는 또 하나의 변수가 추가되기 때문에 해석 방법에 있어서도 정적 해석이 아닌 준정적 해석을 해야 한다. 또한 점성은 온도에 따라 변화하기 때문에 온도에 대한 고려도 필수적이다.

매설형 신축이음장치에 대한 기존 해석에서 재료의 응력-변형률 관계는 선형 탄성-완전 소성으로 가정되어 왔으나(Reid et al., 1998; Bramel et al., 1999; Qian et al., 2000), Fig. 3.1과 같이 실제 측정된 응력-변형률 곡선은 포물선 형태를 가지며 따라서 선형 탄성-완전 소성 모델은 이를 지나치게 단순화한 것으로 판단된다. 특히 극한 응력에 도달하기 직전의 단계에서는 탄성 거동 및 소성 거동이 혼합되어 나타나는 부분이고 이에 따라 변형률 경화(strain hardening)현상이 있을 수 있는데

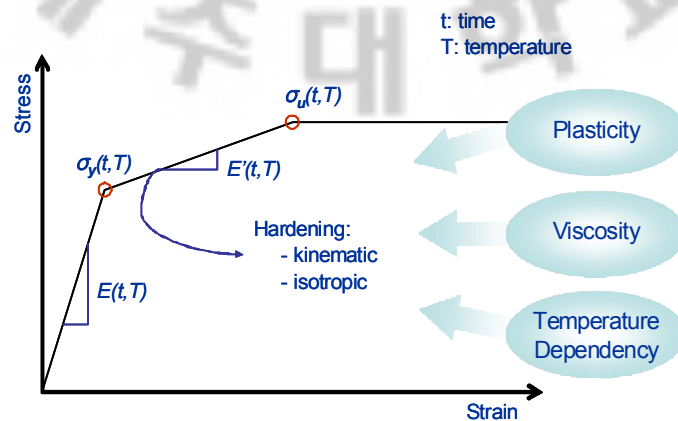


Fig. 3.1 Constitutive model of APJ

선형 탄성-완전 소성의 2단계로 물성을 단순화하면 이러한 경화의 영향을 평가하기 어려운 문제점이 있다. 따라서 본 논문에서는 Fig. 3.1과 같이 응력-변형률 관계를 3단계로 단순화한 모델을 적용하기로 하였다.

본 장에서는 매설형 신축이음장치의 재료 물성을 특징짓는 탄성, 소성, 점성, 온도의존성 등의 요소들을 각 절에서 소개하였다.

2. 탄성

매설형 신축이음장치의 탄성거동에 대한 조사는 Bramel et al.(1999)의 연구가 가장 광범위하였다. Bramel et al.은 $-40^{\circ} \sim 21^{\circ}$ 에 이르는 온도범위에서 3개의 매설형 신축이음장치 재료를 대상으로 재료실험을 수행하여 데이터를 수집하였다. Fig. 3.2는 취득한 데이터에 대한 회귀분석을 통해 각 변수들을 온도에 대하여 보간하고 이를 2단계 응력-변형률 관계로 단순화한 구성모형(Constitutive model)을 나타낸 것이다. 재료시험시 Bramel et al.은 점성의 중요성을 인지하지 못하여 점성에 대한 특별한 고려가 없었으며 일정한 하중 속도만을 유지하였다. 이때의 하중속도는 $0.020 \text{ strain/min} = 0.000333 \text{ strain/sec}$ 이다.

아스팔트 혼합물의 탄성거동 특성을 추정할 수 있는 다른 방법은 Van Der Poel의 nomograph(Fig. 2.35)를 이용하여 탄성계수를 추정한 후 골재의 혼입율에 의하여

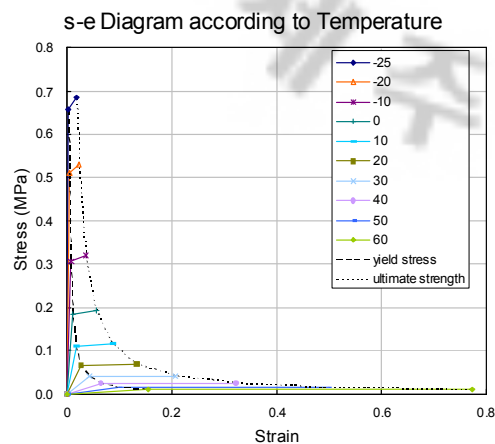


Fig. 3.2 Constitutive model of APJ based on Bramel et al.'s material tests

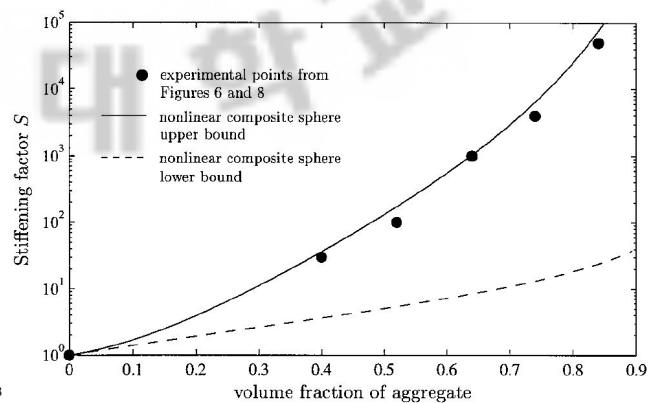


Fig. 3.3 Stiffening factor of asphalt mixture (Deshpande and Cebon, 2000)

결정되는 강성계수(stiffening factor, S)를 곱하여 추정하는 것이다. Deshpande and Cebon(2000)에 따르면 아스팔트 혼합물의 기계적 물성은 역청의 물성을 기본으로 하되 골재의 혼입율이 증가함에 따라 강성이 증가한다고 하였다. Fig. 3.3은 골재 혼입율에 따른 강성계수의 상한 및 하한을 나타낸 것으로 대부분의 실험결과는 강성계수의 상한과 잘 일치하고 있다.

3. 소성

매설형 신축이음장치에 대한 기존 연구에서는 응력-변형률 관계를 선형 탄성-완전 소성으로 단순화하여 해석모형에 적용하였다. 그러나 앞서 살펴본 바와 같이 매설형 신축이음장치의 응력-변형률 관계는 포물선 형태를 띠며 그에 따라 극한응력에 도달하기 이전에 변형률 경화 현상이 발생하는 소성구간의 존재가 있음을 확인할 수 있다. 따라서 기존 연구에서는 소성거동이 지나치게 단순화되어 있다고 볼 수 있다.

Fig. 3.4는 Bramel et al.의 실물모형 실험을 통해 얻은 응력-변형률 곡선이다. 하중의 부가 및 제거시 기울기의 차이가 확연히 나타났는데, 하중 제거시의 급격한 기울기는 탄성계수, 즉 탄성적 변형량을 반영하고 그보다 완만하게 나타나는 하중 부가시의 기울기는 변형률 경화에 의한 탄성계수라 할 수 있다. Fig. 3.5는 Deshpande and Cebon의 논문에서 발췌한 그림으로 매설형 신축이음장치의 재료

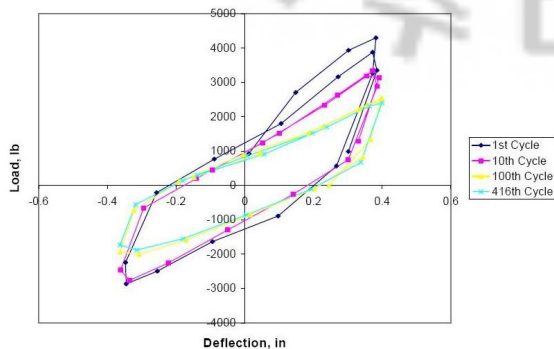


Fig. 3.4 Load deflection diagram of near full scale test (Bramel et al., 1999)

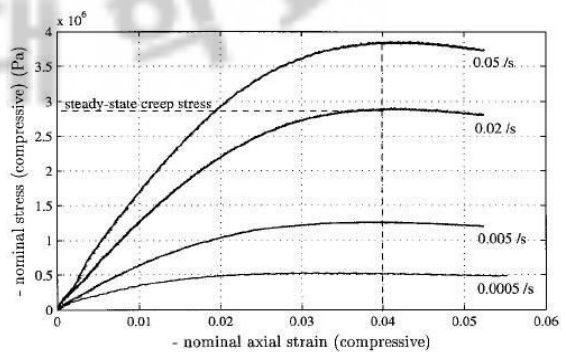


Fig. 3.5 Stress-strain curve of asphalt mixture with aggregate volume fraction of 64% (Deshpande and Cebon, 2000)

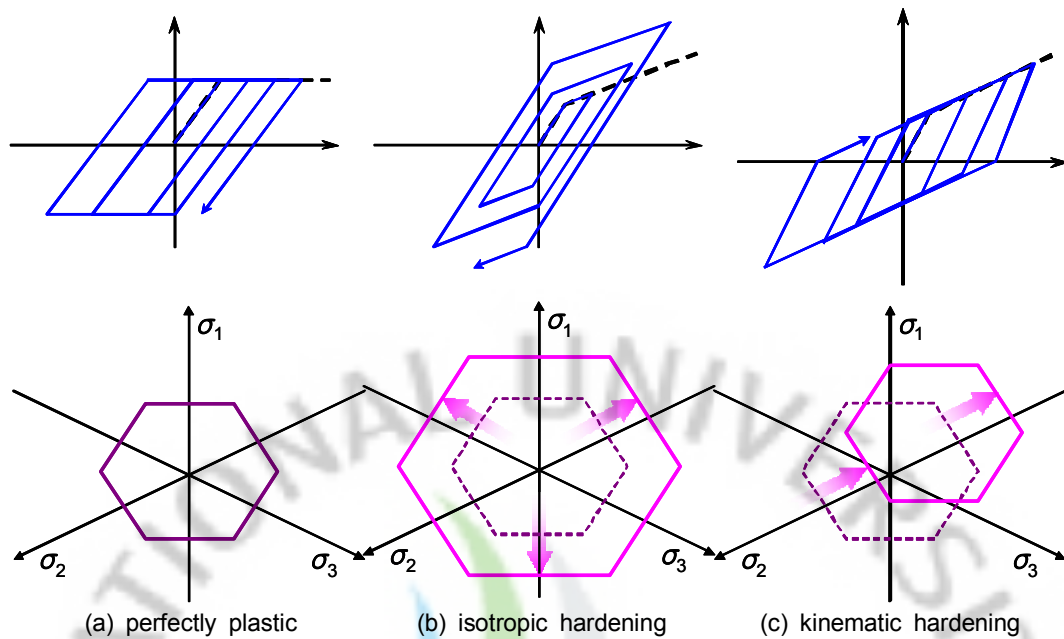


Fig. 3.6 Variation of load-deflection diagrams and yield criteria with hardening pattern

구성비와 유사한 64%의 골재 부피비를 갖는 아스팔트 혼합물에 대한 응력-변형률 곡선으로 초기의 기울기와 극한응력에 다다를 때의 기울기에 확연한 차이가 있음을 알 수 있다. 따라서 변형률 경화의 영향을 무시할 수 없다.

소성구간에서 나타나는 재료의 변형률 경화 양상은 Fig. 3.6과 같이 크게 완전 소성, 등방성 경화, 그리고 이동성 경화의 세가지로 구분된다. 완전 소성의 경우 일단 부가 응력이 항복점에 도달하면 더 이상의 응력증가 없이 변형률의 증가만 나타나게 되므로 변형률 경화가 발생하지 않는다. 한편 항복점 도달 이후에도 응력의 증가가 나타나는 변형률 경화가 발생하는 경우에는 응력 공간에서 항복면의 변화 양상에 따라 등방성 경화와 이동성 경화로 구분되며 그 때의 하중-변위 관계 및 응력 공간에서의 항복면은 Fig. 3.6과 같다.

매설형 신축이음장치에 대한 실험 결과인 Fig. 3.4를 보면 이 재료는 전형적인 이동성 경화를 갖는 재료임을 알 수 있다.

4. 점성

점성은 유체의 흐름에 대한 저항을 말하며 다시 말해 액체의 끈끈한 성질이라 할 수 있다. 이러한 유체 점성의 크기를 나타내는 점도는 절대점도(dynamic(or absolute) viscosity)와 동점도(kinematic viscosity)로 나뉘는데, 절대점도는 부가된 전단응력을 시간당 변형속도로 나눈 것으로 다음 Eq. 3.1과 같이 표현할 수 있다.

$$\eta = \frac{\tau}{\partial v / \partial y} \quad \text{Eq. 3.1}$$

여기에서 η 는 점성계수, τ 는 전단응력, v 는 전단변형속도, y 는 유체의 바닥으로부터의 거리이다. 절대점도는 평판형 점도계(sliding plate viscometer)로 측정할 수 있으며 단위는 파스칼-초($Pa \cdot s$) 또는 포아즈(P)이다. 동점도는 절대점도를 재료의 밀도로 나눈 값으로 모세관 점도계(capillary tube viscometer)로 측정되며 단위는 mm^2/s 또는 m^2/s 를 쓴다. 일반적으로 역청의 점성은 표준 오리피스에서 재료가 정해진 양 만큼의 흐름이 발생하는 동안 걸린 시간을 측정함으로써 결정된다.

역청 또는 아스팔트 혼합물과 같은 점탄성 재료는 점성의 크기가 유체와 고체 중간에 분포하기 때문에 고체와 액체 효과 둘 다를 고려해야 한다. 특히 점탄성 재료의 변형에 있어서 점성 변형량과 탄성 변형량의 비율은 온도에 따라 급격한 변화를 겪는데, 고온에서는 점성 변형의 비율이 높아져 유체와 같은 거동을 보이고 저온에서는 거의 탄성체처럼 거동한다.

Bramel et al.은 TSRST법을 변형하여 응력이완을 측정하였다. Fig. 3.7은 Bramel et al.의 시험 결과를 나타낸 것으로, 이들은 이 실험결과를 근거로 매설형 신축이음 장치의 점성거동이 안정화 되는데 걸리는 시간을 15분으로 판단하고 통행하중은 초기 탄성계수(instantaneous modulus)를 그리고 신축변형은 점성변형이 안정화된 이후의 탄성계수를 적용하였다. 이들의 점성에 대한 고려는 적용이 단순하다는 장점이 있으나 탄성적 특성만을 이용하고 있다는 점과 특정 온도에서의 점성 응력이완 시험결과를 모든 온도범위에 적용하였다는 점에서 실제 거동을 서술하는데 부적절한 측면이 있다.

Cheung and Cebon(1997)은 역청 및 아스팔트 혼합물의 점성거동에 대하여 보다 체계적인 접근을 시도하였다. Fig. 3.7은 순수한 역청의 재료시험을 통해 얻어진 하중 부가속도에 따른 응력-변형률 관계로 최대응력이 발생할 때의 하중부가속도를 정류변형률속도(steady-state strain rate)로 정의하고 점성거동을 특징짓는 인자로 사용하였다. Fig. 3.8은 정류변형률속도의 개념을 좀 더 잘 드러내고 있는 그림으로

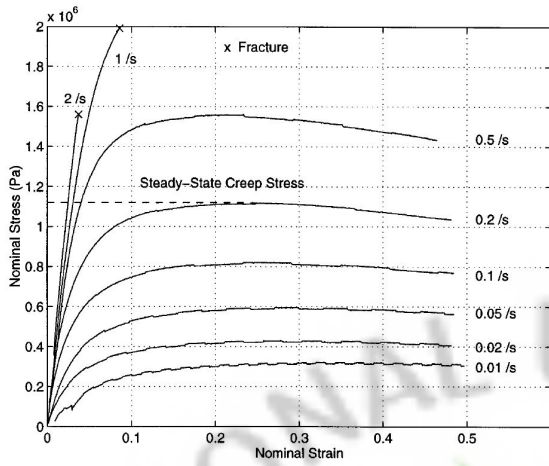


Fig. 3.7 Stress-strain curve of pure bitumen (Cheung and Cebon, 1997)

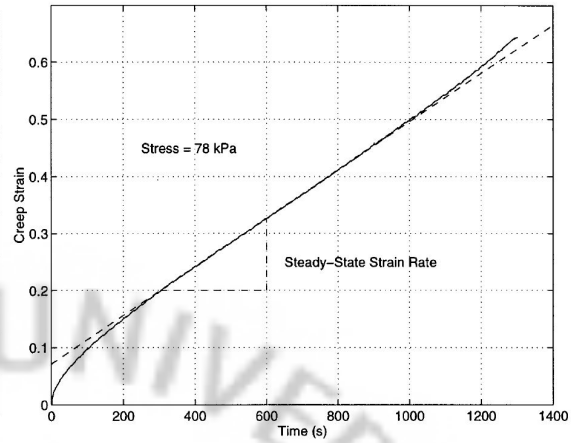


Fig. 3.8 Constant stress creep test (Cheung and Cebon, 1997)

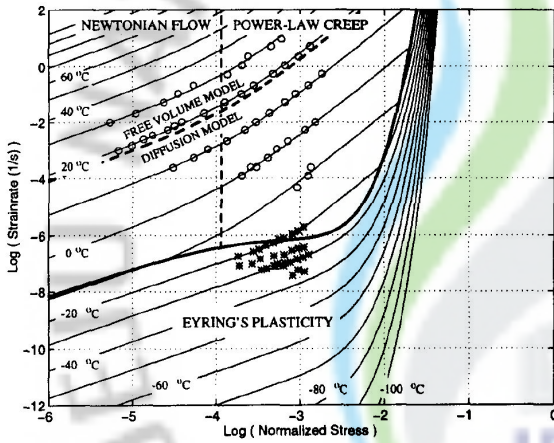


Fig. 3.9 Strain-rate/stress deformation mechanism map (Cheung and Cebon, 1997)

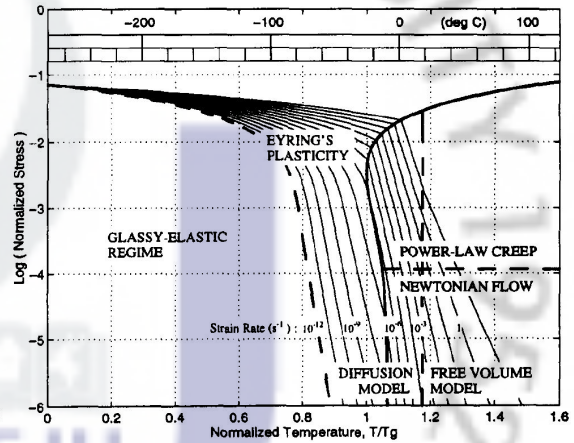


Fig. 3.10 Stress/temperature deformation mechanism map (Cheung and Cebon, 1997)

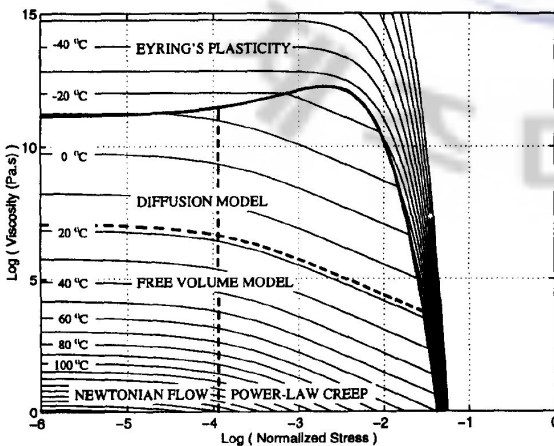


Fig. 3.11 Viscosity/stress deformation mechanism map (Cheung and Cebon, 1997)

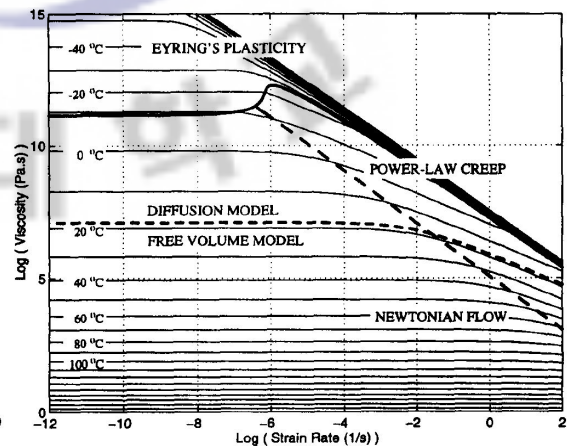


Fig. 3.12 Viscosity/strain-rate deformation mechanism map (Cheung and Cebon, 1997)

시간에 따른 크리프 변형률의 변화를 나타낸 것이다. 크리프 변형률은 일정한 응력 상태에서의 시간에 따른 변형률으로써 3단계의 과정을 보인다. 1단계는 변형률이 빠르게 증가하다가 증가 속도가 점점 느려지는 단계이고, 2단계는 일정한 속도를 유지하는 단계이며, 3단계는 변형률이 일정지점을 지나면서 변형속도가 다시 빨라지는 단계이다. Fig. 3.8의 실선은 크리프 시험을 통해 측정된 역청의 크리프 변형률이고, 점선은 그 중 2단계의 일정한 속도의 크리프 변형률을 유지하는 정류상태를 나타낸 것이다. 2단계에서 변형률 증가량의 시간에 대한 미분값이 정류변형률 속도이며, 이때의 변형을 순수한 점성 변형으로 간주할 수 있다. 점성이 매우 큰 재료에서는 초기의 급격한 변형률의 증가가 크리프 변형량의 대부분을 차지하지만, 점성의 감소에 따라 초기 크리프 변형량의 비율은 감소하게 된다. 또한 정류변형상태를 지나 다시 변형률의 증가 속도가 빨라지는 것은 크리프 변형의 증가에 따라 감소하는 재료의 단면이 어떤 임계값을 지나면서 크리프 파괴가 진행되는 상태이다. Cheung and Cebon은 역청의 크리프 거동은 정류변형률에 의해 지배되는 것으로 간주하였으며 특별한 첨자나 설명이 없는 한 변형률 속도는 정류 변형률 속도를 의미한다.

Fig. 3.9 ~ 12는 다양한 온도 범위에서의 응력, 변형률 속도, 점성의 관계를 나타낸 그림으로 Cheung and Cebon은 이를 변형기구지도(Deformation mechanism map)이라 하였다. 이 지도는 온도 및 응력/변형률 상태에 따라 6개 영역으로 분류되었으며 이들 영역들의 거동을 설명하기 위하여 4가지 모델이 제시되었다.

이들 영역은 우선 온도에 따라 저온 및 고온의 영역으로 구분되는데 저온 영역의 변형기구를 기술하는 모형은 Eyring's plasticity model이고 고온 영역의 변형기구는 응력의 크기에 따라 Newtonian flow model과 Power law model로 구분되며 이들 사이의 천이영역을 포함하여 이들을 통합하는 모형으로 Modified cross model을 도입하였다. Cheung and Cebon이 제안한 각 모델의 관계식은 다음과 같다.

- Newtonian flow model

$$\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0} = \left(\frac{\sigma}{\sigma_{0p}} \right)$$

Eq. 3.2

- $\dot{\epsilon}_0$ = the strain rate at a reference stress σ_{0p}

- Power law model

$$\frac{\dot{\epsilon}}{\epsilon_0} = \left(\frac{\sigma}{\sigma_{0p}} \right)^{n_p} \quad \text{Eq. 3.3}$$

- n_p = the creep exponent = 2.3

- Modified cross model

$$\eta = \frac{\eta_{0T}}{1 + (\eta_{0T} \dot{\epsilon} / \sigma_{0c})^{n_c}} = \frac{\eta_{0T}}{1 + \beta \cdot \dot{\epsilon}^{n_c}} \quad \text{Eq. 3.4}$$

- η = the tensile viscosity
- $\dot{\epsilon}$ = the tensile strain rate
- η_{0T} = the limiting viscosity when $\dot{\epsilon} \rightarrow 0$
- $\sigma_{0c} = \eta_{0T}(1/\beta)^{1/n_c} \rightarrow \beta = (\eta_{0T}/\sigma_{0c})^{n_c} = \text{constant}$

- Eyring's plasticity model

$$\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_e} = 2 \exp\left(-\frac{Q_e}{RT}\right) \sinh\left(\frac{\tau v_s - P v_p}{RT}\right) \quad \text{Eq. 3.5}$$

- P = the pressure
- $\dot{\epsilon}_e$ = a pre-exponential constant
- Q_e = the activation energy for the flow process
- v_s = the shear activation volume
- v_p = the pressure activation volume

이러한 모형은 순수한 역청을 대상으로 한 것으로 골재가 포함된 아스팔트 혼합물에 적용하기 위해서는 골재의 영향에 대해서도 고려해야 한다. Deshpande and Cebon(2000)은 역청에 대한 재료물성을 골재가 포함된 아스팔트 혼합물에 활용하기 위하여 이들 재료물성 사이의 관계를 검토한 후 강성계수(stiffening factor, S)를 통해 역청의 재료물성을 아스팔트 혼합물의 재료물성으로 전환하는 방법을 제안하였다. 골재의 구성비에 따른 강성계수의 변화추이는 Fig. 3.3에 나타나있다. 역청의 변형거동을 기술하는 모형인 Eq. 3.2 ~ 5에 강성계수를 도입하면 각 식은 다음과 같

이 표현될 수 있다.

- Newtonian flow model

$$\frac{S\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0} = \left(\frac{\sigma}{\sigma_{0p}} \right) \quad \text{Eq. 3.6}$$

- Power law model

$$\frac{S\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0} = \left(\frac{\sigma}{\sigma_{0p}} \right)^{n_p} \quad \text{Eq. 3.7}$$

- Modified cross model

$$\eta = \frac{\eta_{0T}}{1 + (\eta_{0T} \cdot S\dot{\epsilon} / \sigma_{0c})^{n_c}} = \frac{\eta_{0T}}{1 + \beta \cdot S\dot{\epsilon}^{n_c}} \quad \text{Eq. 3.8}$$

- Eyring's plasticity model

$$\frac{S\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0} = 2 \exp\left(-\frac{Q_e}{RT}\right) \sinh\left(\frac{\tau v_s - P v_p}{RT}\right) \left(\frac{t}{t_0}\right)^{m_e} \quad \text{Eq. 3.9}$$

Fig. 3.4의 강성계수의 상한을 적용하는 경우 64%의 골재가 포함된 아스팔트 혼합물의 강성계수 $S=1,000$, 60%의 골재비에서 $S=550$ 이 된다. Fig. 3.13은 역청에 대한 Eq. 3.2와 Eq. 3.3의 Newtonian flow model 및 Power law creep model을 응력-변형률 속도 그래프에 나타내고 여기에 $S=550$ 의 강성 계수를 적용하여 매설형 신축이음장치의 재료에 맞도록 수정된 점성 모형식을 다시 나타내어 비교한 것이다.

5. 온도의존성

Cheung and Cebon (1997)에 의하면 역청 재료의 온도의존성은 Arrhenius equation으로 알려진 식을 이용하여 표현할 수 있다. Newton의 점성 이론을 인장 응력에 대해 수정하면 크립 상수 η 는 Eq. 3.10과 같이 표현할 수 있다.

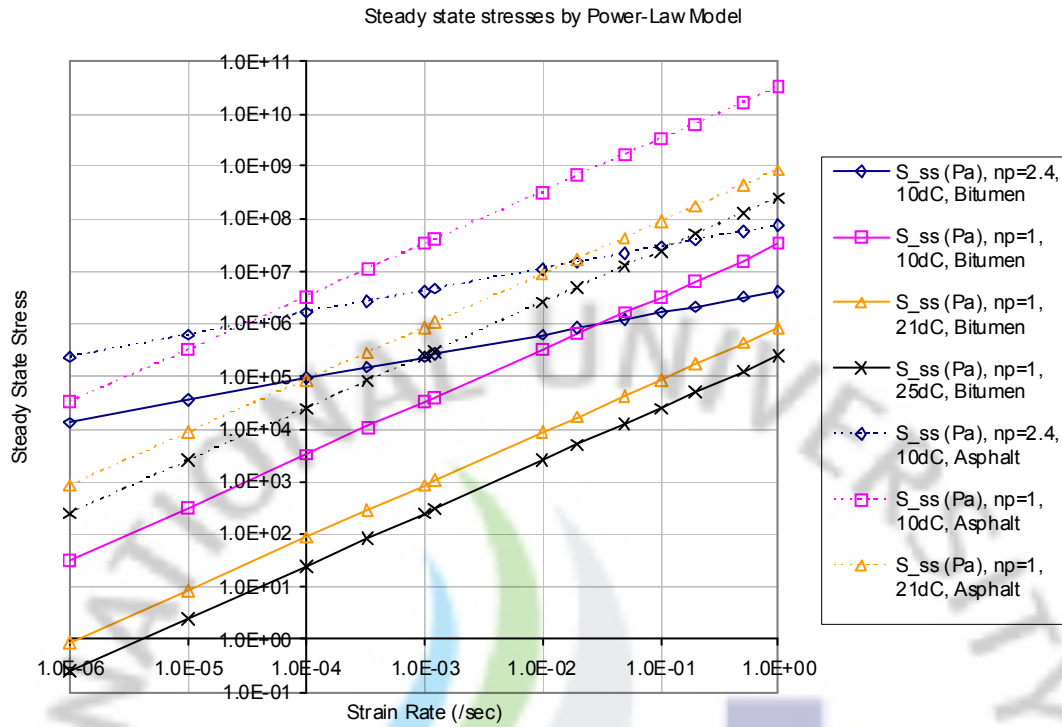


Fig. 3.13 Modified deformation mechanism map with stiffening factor, S

$$\eta = \frac{\sigma^{np}}{\dot{\epsilon}} \quad \text{Eq. 3.10}$$

Cheung and Cebon은 그들의 실험 결과를 토대로 Fig. 3.14에 보여지듯이 크립 상수 η 의 자연로그는 절대온도의 역수에 대하여 선형관계를 가짐을 확인하였다.

$$\ln(1/\eta) = \ln\left(\frac{\dot{\epsilon}_0}{\sigma_{0p}^{np}}\right) = \ln\left(\frac{\dot{\epsilon}}{\sigma^{np}}\right) \leftarrow \text{linear} \rightarrow \frac{1}{K} \quad \text{Eq. 3.11}$$

여기에 Arrhenius equation을 적용하면 Eq. 3.2 ~ 5는 다음과 같이 쓸 수 있다.

- Newtonian flow model

$$\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_{0p}} = \left(\frac{\sigma}{\sigma_{0p}}\right) \exp\left(-\frac{Q_p}{RT}\right) \quad \text{Eq. 3.12}$$

- $\dot{\epsilon}_{0p}$ = the 'pre-exponential' for strain rate, $\dot{\epsilon}_0 = \dot{\epsilon}_{0p} \exp\left(-\frac{Q_p}{RT}\right)$
- Q_p = the thermal activation energy = 229 kJ/mol
- R = the universal gas constant
- T = the temperature

- Power law model

$$\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0} = \left(\frac{\sigma}{\sigma_{0p}} \right)^{n_p} \exp\left(-\frac{Q_p}{RT} \right) \quad \text{Eq. 3.13}$$

- Modified cross model

$$\eta_{0T} = \eta_s \exp\left(-\frac{2.303c_1^s(T - T_s)}{c_2^s + (T - T_s)} \right) \quad \text{for } T \gg T_g \quad \text{Eq. 3.14}$$

- η_s = reference viscosity at temperature T_s

- $c_1^s = 8.86$, $c_2^s = 101.6$ = universal constant (Ferry, 1980)

- Eyring's plasticity model

$$\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_e} = 2 \exp\left(-\frac{Q_e}{RT} \right) \sinh\left(\frac{\tau v_s - P v_p}{RT} \right) \left(\frac{t}{t_0} \right)^{m_e} \quad \text{Eq. 3.15}$$

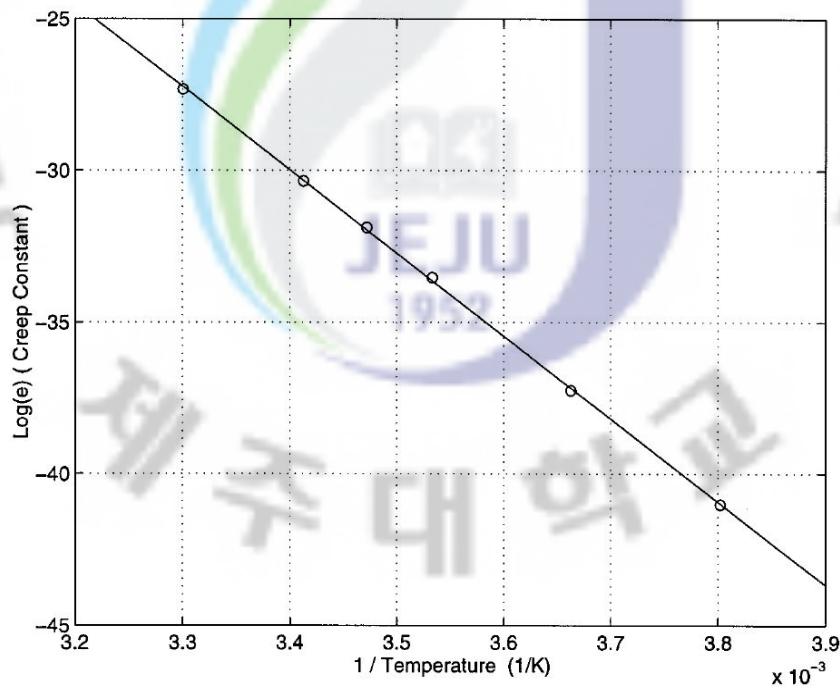


Fig. 3.14 Change of creep constant with temperature (Cheung and Cebon, 1997)

IV. 매설형 신축이음장치의 FEM 해석

1. 개요

매설형 신축이음장치의 실제 거동을 반영하는 재료모형 및 유한요소해석모형을 개발하기 위하여 해석결과에 영향을 미칠 수 있는 인자를 선정하고 각 인자가 해석결과에 미치는 영향을 비교하는 방법으로 해석을 수행하였다.

해석결과에 대한 영향인자는 점성을 기준으로 하여 크게 시간독립해석과 시간의존해석으로 구분하였다. 시간독립해석은 점성을 고려하지 않은 상태에서 탄성 및 탄소성 해석, 포아송 비의 영향, 변형률 경화의 종류에 따른 변형 특성 등의 재료적 조건과 요소의 특성, 경계조건의 영향 등을 검토하였으며, 시간의존해석에서는 재료 시험편 및 매설형 신축이음장치의 해석에 점성모형을 추가하여 해석을 실시하고 결과를 비교하였다. 이러한 비교검토로부터 매설형 신축이음장치에 대한 기존 해석 결과의 문제점 및 원인을 파악할 수 있었다.

2. 해석 흐름도

매설형 신축이음장치의 재료모형과 유한요소해석 모형을 개발하기 위하여 ABAQUS v6.7을 사용하였다. FEM 해석은 Fig. 4.1의 순서도에 따라 시간독립해석과 시간의존해석을 수행하였으며 재료, 경계조건, 해석프로그램의 옵션에 따른 영향을 평가하였다.

재료모형은 기존연구결과를 바탕으로 시간독립해석과 시간의존해석에 대해 각각 결정하였으며, 하중은 열에 의한 신축변형만을 적용하였으며 인장과 압축을 1cycle로 하여 5cycle을 수행하였다.

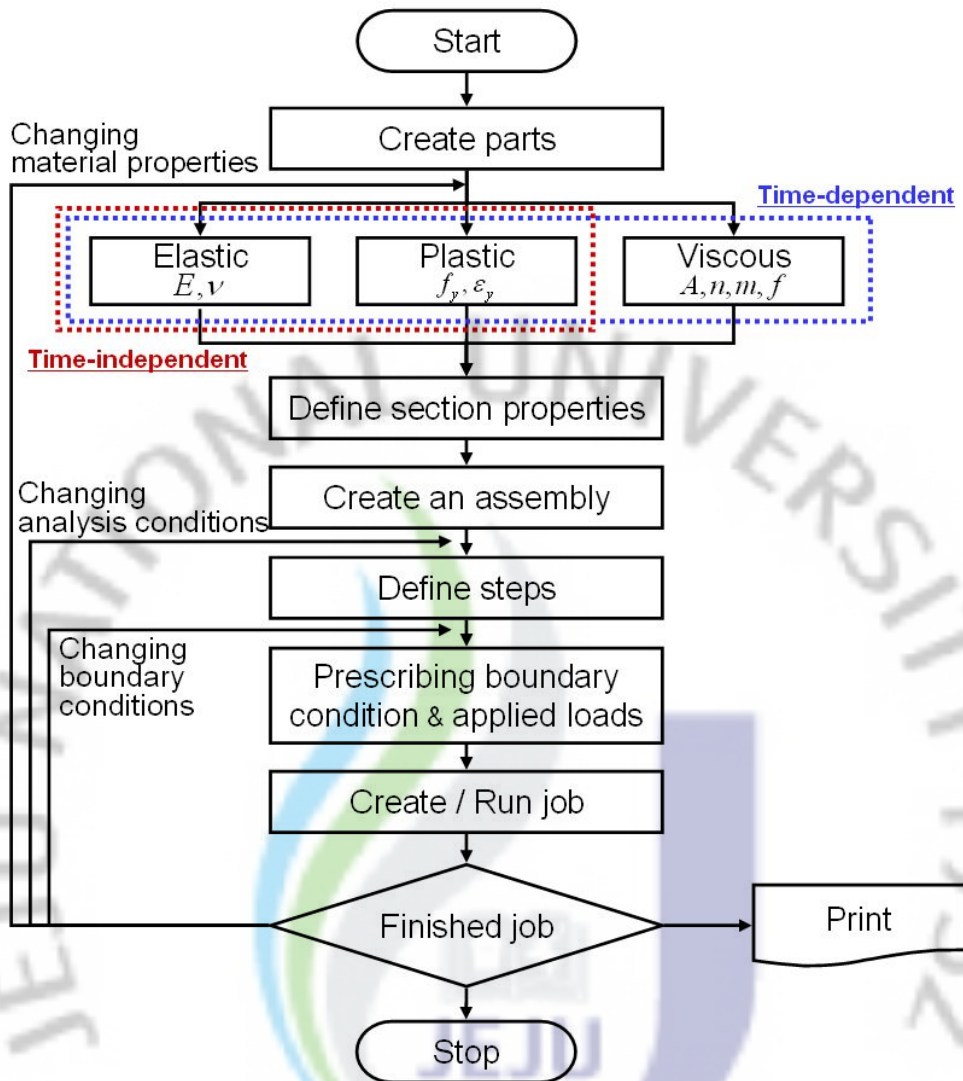
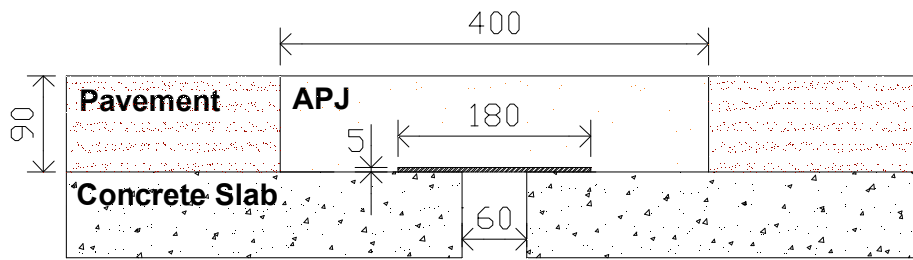


Fig. 4.1 Flowchart for analysis

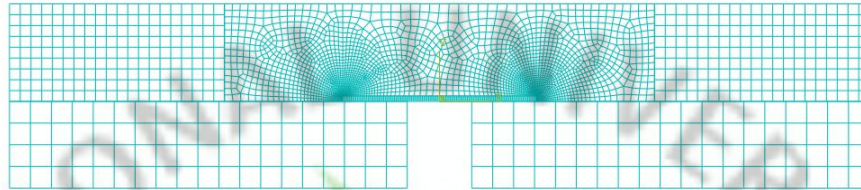
3. FEM 해석 모델

1) 유한요소망

FEM 해석을 위한 유한요소모델은 재료적 조건이나 요소의 특성, 경계조건 등과 같은 해석조건에 영향을 알아보기 위해 Fig. 4.2 ~ 3과 같이 만들어졌다. Fig. 4.2는

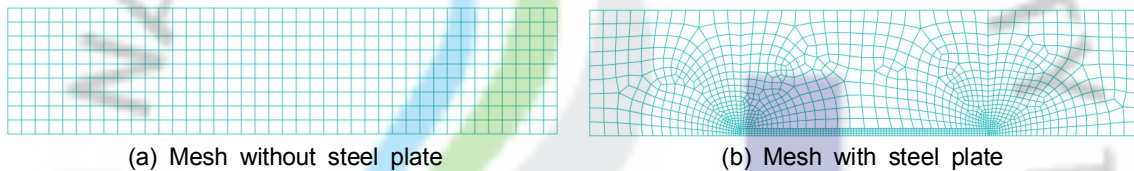


(a) Dimension of APJ



(b) Full mesh of APJ

Fig. 4.2 Dimension & full mesh of asphalt plug joint



(a) Mesh without steel plate

(b) Mesh with steel plate

Fig. 4.3 Meshes for APJ analysis

매설형 신축이음장치와 유한요소망을 나타낸 것으로 (a)는 신축이음장치의 제원을 나타낸 것이고, (b)는 유한요소망의 전체모형을 나타낸 것이다. Fig. 4.3은 매설형 신축이음장치의 부분 모형으로 신축이음장치와 연결된 도로포장부를 함께 모형화하여 해석하였으나 그림에서는 포장부분을 생략하였다. Fig. 4.3의 (a)는 바닥철판이 없는 모델이고, (b)는 바닥철판이 있는 모델을 나타내었다.

2) 하중조건

매설형 신축이음장치에 적용되는 하중은 크게 2가지로 구분될 수 있다. 하나는 교량상판의 열수축 및 팽창에 의한 신축변형이고 다른 하나는 교통 통행량에 의한 통행하중으로 구분할 수 있다. 열에 의한 신축변형은 다시 일교차에 의한 신축변형과 계절별 온도차에 의한 신축변형으로 구분할 수 있는데, 모두 매우 느린 변형속도를 가지며 계절별 기온의 변화는 일교차의 평균값에 대응한다는 점과 하중 부가 방향이 동일하다는 점에서 하나의 하중형태로 정리할 수 있다. 신축변형은 여름철 교량

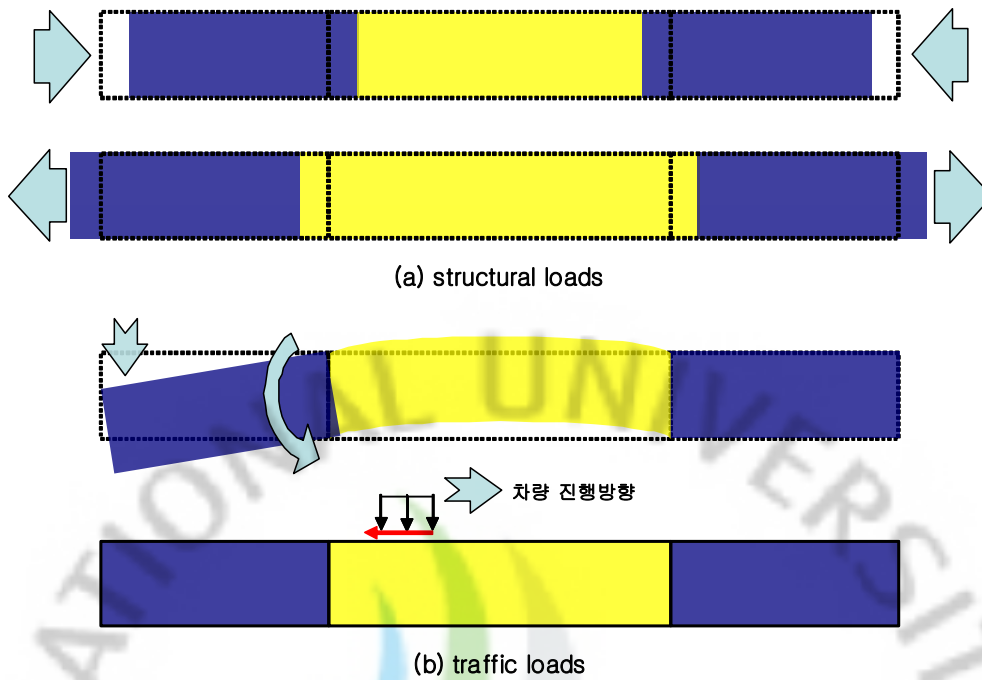


Fig. 4.4 Types of loads on APJ

상판의 팽창에 의한 신축이음장치의 압축변형과 겨울철 신축에 의한 인장변형으로 구분할 수 있다.

통행하중은 차량이 교량상판을 진행하면서 발생하는 교량지점부의 회전과 차륜이 신축이음장치의 바로 위에 직접 올라올 때 발생하는 운하중으로 나눌 수 있으며, 운하중은 다시 차량의 가속 및 감속여부에 따라 발생하는 표면력(surface traction)과 차축중량에 의한 압력으로 구분된다. Fig. 4.4는 신축이음장치에 작용하는 2가지 하중을 나타낸 것이다.

3) 경계조건

매설형 신축이음장치는 도로포장재인 아스팔트, 교량 상판인 콘크리트, 바닥판인 철과 같은 3개의 이질재료와 맞닿고 있다. 이들과의 접합면은 역청자체의 접착력에 의해 부착되어 있다. Bramel et al.(1999)의 연구에 의하면, 접합면의 항복응력과 전단항복응력은 재료 자체의 항복응력보다 크다. 따라서 본 해석에서는 모든 접합면을 구속하였다.

다음 절에서 매설형 신축이음장치에 대한 경계조건의 영향을 확인할 것이다. 기본 경계조건은 Fig. 4.5와 같이 신축이음장치 바닥의 수직이동은 고정되고 수평이동은

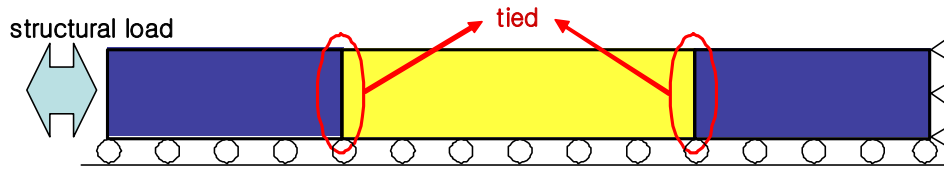


Fig. 4.5 Boundary condition (basic type)

자유롭게 허용되었으며, 측면은 포장재에 의해 수직과 수평이동을 구속하였다. 또한 신축이음장치와 아스팔트 포장은 타이(tied)로 연결하여 두 재료가 완전히 부착된 것을 모사하였다.

4. 시간독립해석

시간독립해석에서는 해석결과에 영향을 미칠 수 있는 재료물성, 해석조건, 경계조건의 영향을 탄성 및 탄소성 해석을 통하여 평가하였다. 시간독립해석에 적용한 재료의 물성은 기존연구 결과를 통해 결정하였다. 해석결과를 표시한 그림에서 화살표의 방향은 신축변형의 방향을 나타낸 것으로 좌측은 인장변형을, 우측은 압축변형 결과를 나타내었다. 또한 해석 결과는 최대 주변형률 분포를 나타내었다.

1) 재료 물성

시간독립해석에 적용한 재료물성은 2장에서 살펴본 기존연구 결과를 바탕으로 결정하였다. 아스팔트 포장에 대한 성질은 Qian et al.이 해석에 사용한 값을 그대로 사용하였으며, APJ의 탄성계수는 Bramel et al.이 3개의 제조회사의 제품에 대해 인장실험한 결과 값 중 4.4°C에 해당하는 값의 평균값을 사용하였다. 해석에 사용된 탄소성 재료모델은 Fig. 4.6과 같으며 변형률 경화에 따른 영향을 확인하기 위하여 10%의 변형률 경화를 가정하였다. 재료별 물성치는 아래와 같다.

- For pavement
 - Elastic modulus : 1,000 MPa (Qian et al., 2000)
 - Poisson's ratio : 0.33 (Qian et al., 2000)

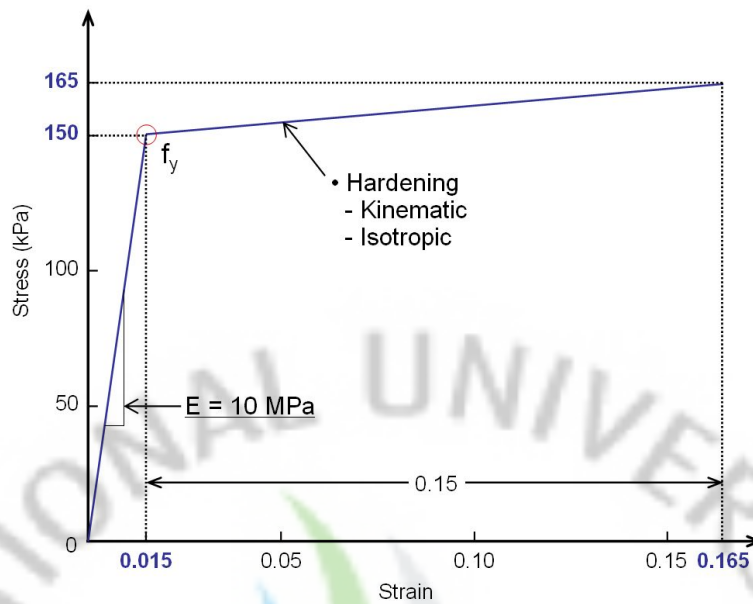


Fig. 4.6 Elasto-plastic model

- For steel plate
 - Elastic modulus : 200,000 MPa
 - Poisson's ratio : 0.3
- For asphalt plug joint
 - Long-term elastic modulus : 10 MPa at 4.4°C (Bramel et al., 1999)
 - Poisson's ratio : 0.35 (Bramel et al., 1999) / 0.48 (Qian et al., 2000)
 - Strain hardening : 10%
 - Large deformation : Consider
 - Elasto-plastic model : Fig. 4.6

2) 재료 물성의 영향

Fig. 4.7은 바닥판이 없는 매설형 조인트에 대한 탄성 및 탄소성해석 결과를 나타낸 것이다. Fig. 4.7의 (a)는 탄성해석 결과로 Reid et al. 및 Qian et al.(2000)의 지적과 같이 신축이음장치와 도로 포장과의 접합부 상단에만 응력이 집중되는 양상을 보였다. (b)와 (c)는 Bramel et al.의 탄성계수 및 항복점에 대한 응력-변형률 관계

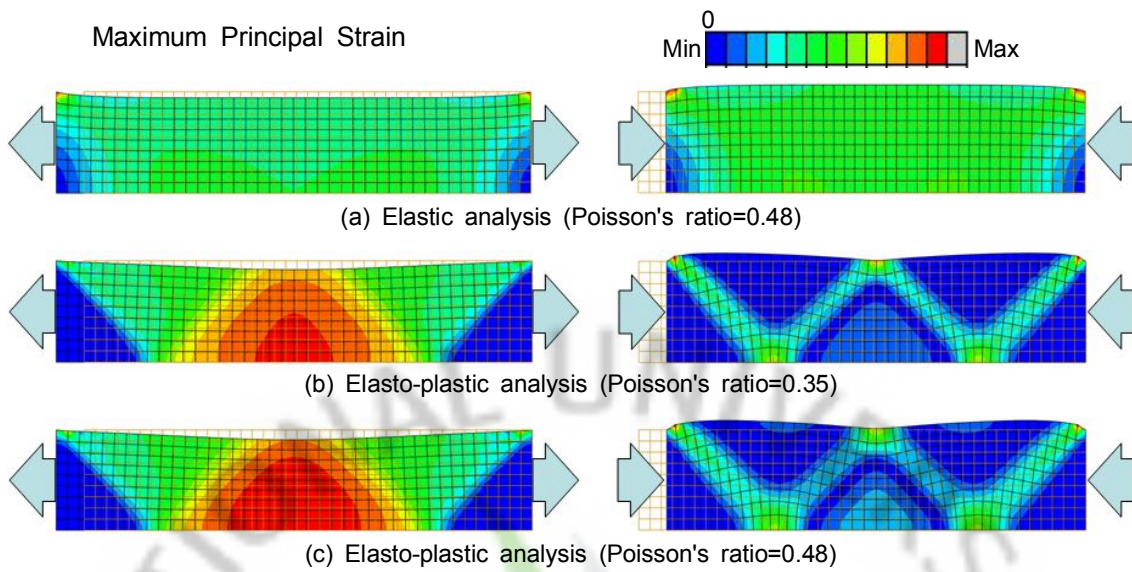


Fig. 4.7 Elastic, elasto-plastic analysis and effect of Poisson's ratio

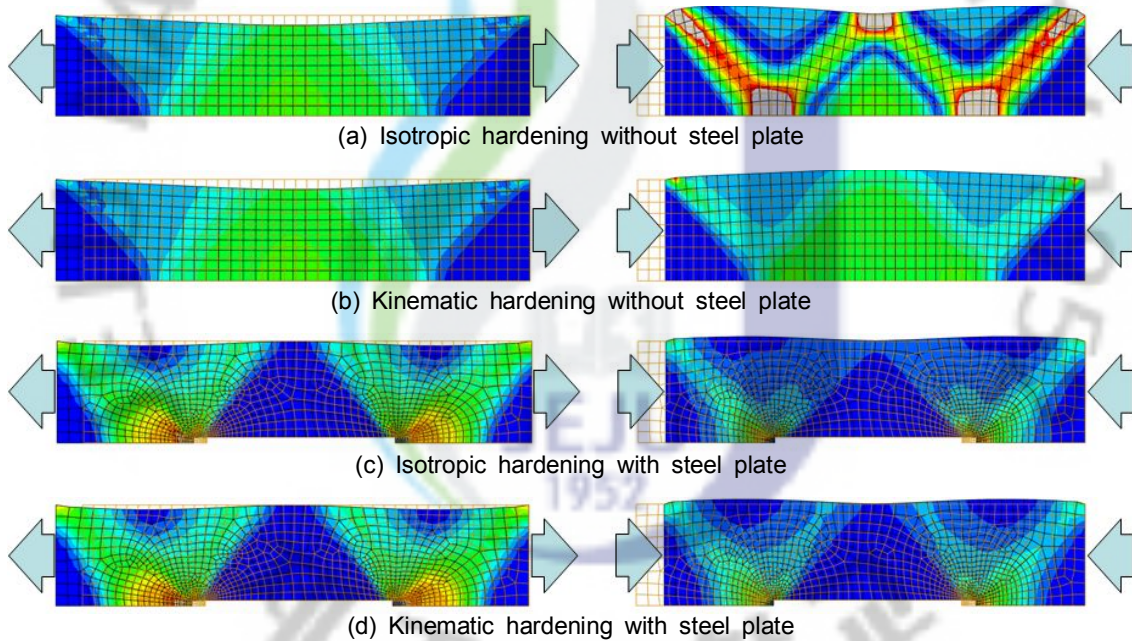


Fig. 4.8 Effect of strain hardening

를 적용하여 탄소성 해석을 수행한 결과로 탄성해석과는 다르게 압축시 전단 띠가 발생하였다. 전단 띠는 지반 등의 파괴양상에 흔히 나타나는 현상으로 등방성 경화를 가진 재료의 경화가 미소하거나 거의 없는 경우에 발생하는 것으로 알려져 있다.

또한 Fig. 4.7의 (b)와 (c)는 포아송 비를 다르게 적용한 해석 결과로 (b)는 포아송 비를 0.35로, (c)는 0.48로 적용하였다. 매설형 신축이음장치 재료의 포아송 비를 Bramel et al.(1999)는 0.35로, Qian et al.(2000)은 0.48로 가정한 바가 있다. 해석결

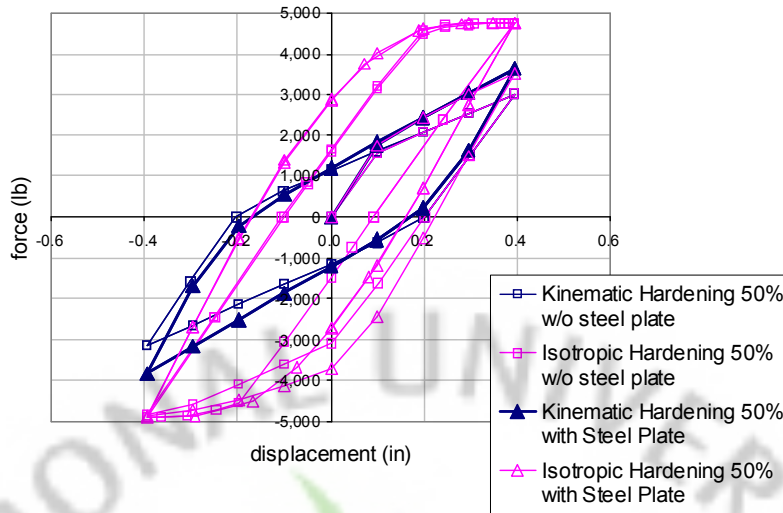


Fig. 4.9 Load-deflection curve obtained by FE analysis with different hardening and boundary condition

과 포아송 비는 결과에 그다지 큰 영향을 미치지 않는 것으로 나타났으며, 다른 문헌을 참고하면 아스팔트 혼합물과 같은 탄성체는 비압축성을 가지는 경우가 많으므로 포아송 비를 0.48로 적용하는 것이 합리적일 것으로 판단된다. 따라서 Fig. 4.7의 결과에서는 (c) 모델이 상대적으로 가장 실제 거동과 유사하다고 판단하였다.

3장 3절(소성)에서 언급한 바와 같이 소성거동을 나타내는 재료의 변형률 경화에 따라 결과가 다양하게 나타나기 때문에 변형률 경화는 그 거동을 평가하는데 매우 중요한 영향을 미친다. Fig. 4.8은 등방성 경화(Isotropic hardening)과 이동성 경화(Kinematic hardening)를 각각 적용한 모델의 변형률 분포를 나타낸 것이다. Fig. 4.8의 (a)와 (b)는 바닥판이 없는 모델로, 인장변형은 동일하게 나타났으나 압축변형시 등방성 경화인 경우에는 W형상의 전단 띠가 발생하였고, 이동성 경화인 경우에는 비교적 전체적인 변형이 나타났다. (c)와 (d)는 바닥판을 적용한 모델로서 변형률 경화에 따른 영향이 크게 나타나지 않았다. 그러나 반복하중을 가했을 때의 하중-변위 곡선을 보면 그 차이가 큰 것을 알 수 있다. Fig. 4.9는 각 해석모델에 대한 3회의 반복하중을 통해 얻은 하중-변위 곡선을 나타낸 것으로 이동성 경화와 등방성 경화의 차이가 크게 나타남을 알 수 있다. 또한 Bramel et al.의 실험모형실험 결과인 Fig 3.5와 비교해 보면 바닥판을 가지고 등방성 경화인 모델이 실험결과 값과 잘 일치하고 있음을 알 수 있다.

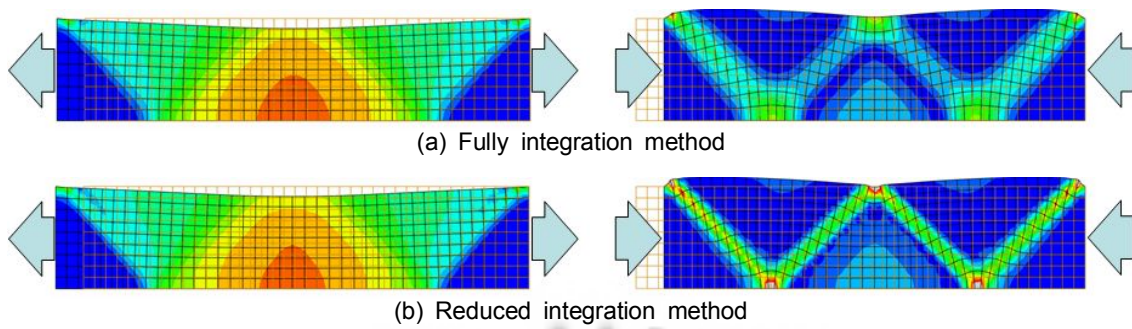


Fig. 4.10 Effect of integration method

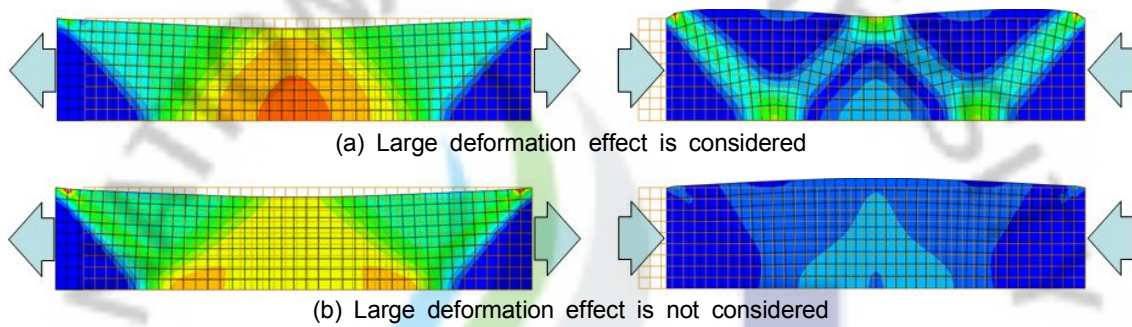


Fig. 4.11 Consideration on large deformation (Isotropic hardening)

3) 유한요소 해석 조건의 영향

본 연구에서 사용된 유한요소모형은 2차원의 평면 변형률 조건으로 모형화되었다. 따라서 해석에 사용된 요소는 8개의 노드를 갖는 2차원 평면 변형률 요소를 사용하였다.

유한요소 해석시 해석소요시간이 오래 걸리는 경우 시간을 단축시키기 위하여 감소적분요소를 사용할 수 있다. Fig. 4.10은 감소적분요소를 사용한 경우와 일반요소를 사용한 경우의 해석결과를 나타내고 있다. 본 해석 모델의 경우 요소의 수가 그리 많지 않으므로 해석시간에는 그다지 큰 영향을 미치지 않았으며, 해석결과는 압축시 변형의 분포에 약간의 차이는 있었으나 큰 차이를 보이지 않았다. 따라서 일반요소를 사용하여 해석을 수행하기로 하였다.

Fig. 4.11은 대변형을 고려한 경우와 그렇지 않은 경우에 대한 해석 결과를 나타낸 그림으로 변형 분포의 차이가 뚜렷하게 나타났다. 매설형 신축이음장치의 길이는 400mm이나 최대 허용신축량은 50mm이므로 평균 변형률이 0.125의 변형률이 발생하게 된다. 또한 앞의 해석결과에도 나타나듯이 변형 집중부가 발생하므로 국

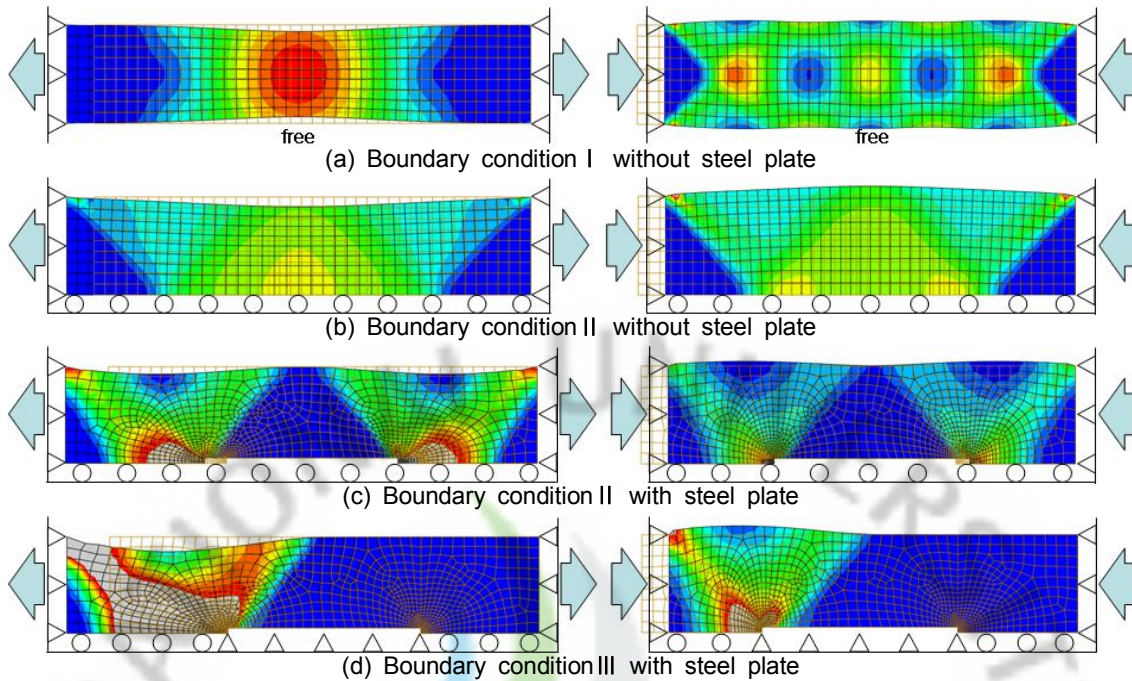


Fig. 4.12 Effect of boundary condition

부적으로는 그 이상의 변형률이 발생할 수 있는 조건이 된다. 따라서 해석시 대변형에 대한 고려는 필수적이라고 할 수 있다.

4) 경계조건의 영향

Fig 4.11은 경계조건의 변화에 따른 변형률 분포의 차이를 나타낸 그림이다. Fig. 4.11의 (a)와 (b)는 바닥판을 고려하지 않은 모형으로 Reid et al.과 Qian et al.의 모형과 유사하고, (c)와 (d)는 바닥판을 고려한 모형으로 Bramel et al.의 모형과 유사하다고 할 수 있다.

(a) 그림은 경계조건 1을 적용한 모델로 측면은 수직과 수평변위를 구속하고 바닥면은 구속하지 않았다. 이는 바닥면 수직변위의 구속효과를 알아보기 위한 것으로 바닥면을 구속하지 않았을 때 변형분포의 양상은 매우 다르게 나타났으며 인장시에는 중앙부에 변형이 집중되고, 압축시에는 X자형 밴드가 생기면서 변형이 분포되는 것을 알 수 있었다. (b) 그림은 기본 경계조건을 적용한 것으로 바닥판을 고려하지 않은 경우, 실제의 경계조건과 가장 유사한 모형으로 판단하였다.

Fig. 4.11의 (c)와 (d)는 바닥판의 수평변위를 구속하였는지에 대한 영향을 판단하기 위한 모형이다. 여기서 (c)는 바닥판을 기준으로 양쪽이 동일하게 거동하는 모형

이고, (d)에 나타낸 모형은 Bramel et al.이 제안한 모형(Fig. 2.4)과 같이 바닥판의 한쪽을 고정하여 다른 한편에서만 신축량을 담당하는 모형이다. Bramel et al.의 연구에서와 같이 바닥판의 수평변위는 완벽하게 대칭이 될 수 없으므로 실제의 거동은 (c)와 (d)의 중간쯤이 될 것으로 판단하였다. 그러나 이런 모형을 나타내는 것은 불가능하므로 본 논문에서는 (c)의 모형을 기본으로 해석을 수행하였다.

5. 시간의존해석

시간의존해석에서는 매설형 신축이음장치에 사용되는 재료의 시험편을 모형화하여 점탄성 해석을 수행하고, 이를 기존 문헌연구에서의 실험 결과와 비교하였다. 또한 이렇게 검증된 재료모형을 매설형 신축이음장치에 적용하여 준정적 해석을 수행하고, 시간독립해석과 결과를 비교, 분석하였다.

1) 재료모델

점성 재료를 모델하기 위해 ABAQUS v6.7의 기능 중, Two-layer viscoplasticity model을 사용하였다. 이는 재료모델을 결정하는데 있어 시간에 의한 영향을 고려해야 하는 재료를 해석을 할 때 사용되는 모델로써 탄성, 소성, 점성의 거동을 적용하

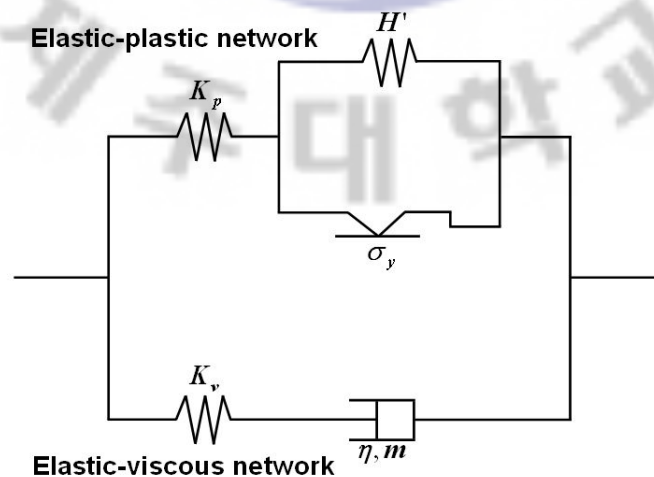


Fig. 4.13 Two-layer viscoplasticity model of ABAQUS (ABAQUS manual, 2007)

는 모델이다. 탄성에는 선형탄성을, 소성에는 선형소성과 변형률 경화를 사용하였다. 변형률 경화는 앞에서 검토한 바와 같이 이동성 경화를 적용하였다.

Fig. 4.12는 Two-layer viscoplasticity model(ABAQUS Manual(18.2.11), 2007)을 나타낸 것으로 Elastic-plastic network와 Elastic-viscous network의 조합으로 이루어진 것을 알 수 있다. 그림에 나타난 문자는 다음과 같다.

K_p : elastic modulus of elastic-plastic network

K_v : elastic modulus of elastic-viscous network

σ_y : the initial yield stress

H' : the hardening

m : modification for initial creep behavior

η : viscosity

(1) 소성 항복응력 및 변형률 결정

Two-layer viscoplasticity model에서 점소성 모형의 항복점과 변형률 등의 물성은 시간독립적인 것으로 Cheung and Cebon(1997)의 연구결과를 근거로 다음과 같

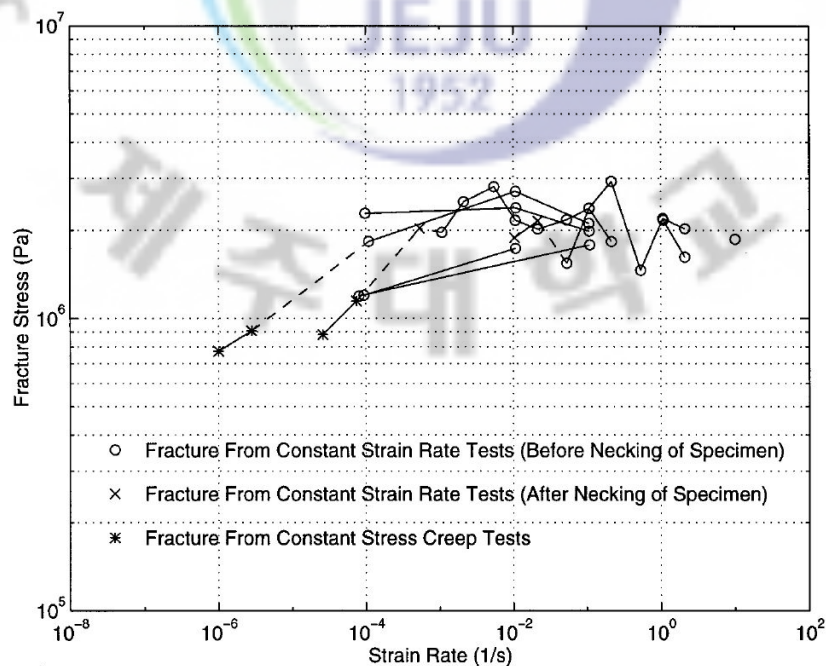


Fig. 4.14 Fracture stress of pure bitumen (Cheung and Cebon, 1997)

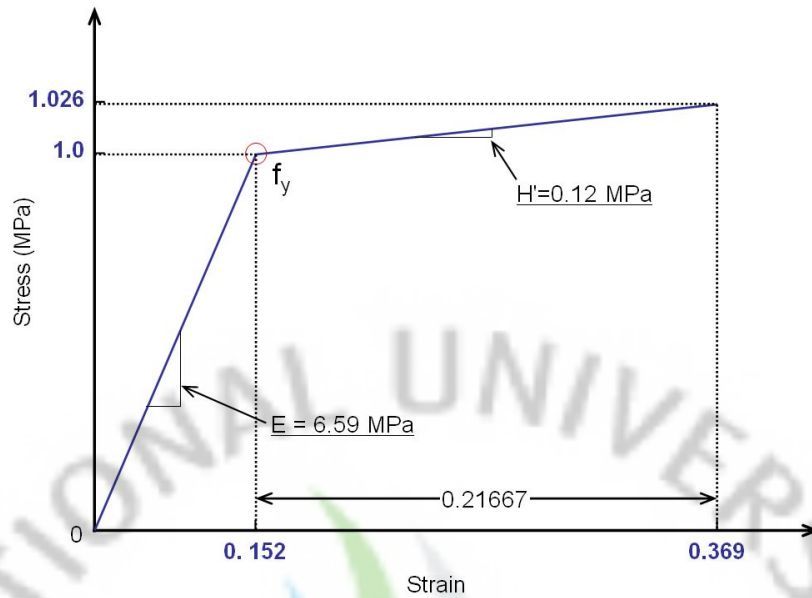


Fig. 4.15 Elastic-plastic model for elastic-plastic network

이 결정하였다. Fig. 4.14는 순수한 역청의 파괴실험 결과를 나타낸 것으로 변형속도가 매우 느린 경우를 제외하면 순수한 역청의 파괴응력은 온도 및 변형속도 (strain rate)와 무관하게 1~3 MPa에 있음을 볼 수 있다. 따라서 본 연구에서는 매우 보수적인 값으로 파괴기준을 1 MPa로 결정하였다.

Bramel et al.의 재료시험결과(Fig. 2.22)에서는 변형률 경화(H')가 나타나지 않으나 유한요소 해석상의 Plastic localization을 피하기 위해 탄성계수의 약 2% ($H' = 0.12$)의 변형률경화를 가정하였다. 따라서 점성해석에 사용된 탄소성모델은 Fig. 4.15와 같다.

(2) Elastic-viscous network의 기여도(f) 결정

각 네트워크의 기여도는 전탄성계수(total elastic modulus, $K_p + K_v$)에 대한 탄소성 네트워크의 탄성계수의 비인 f 에 의해 정의된다. 결과적으로, 전탄성계수와 그 비율인 f 가 결정된다면 K_p 와 K_v 는 Eq. 4.1에 의해 계산되어질 수 있다.

$$f = \frac{K_v}{K_p + K_v} \tag{Eq. 4.1}$$

f 는 Bramel et al.의 응력이완(relaxation) 시험결과(Fig. 2.30)로부터 결정하였다.

응력이완 시험에서 변형률(ϵ_0)이 고정된 상태에서의 초기응력은 다음 Eq. 4.2와 같이 나타낼 수 있고, 여기서 σ_p 는 시간 독립적이므로 고정된 값이다.

$$\sigma(t) = \sigma_p + \sigma_v(t) \quad \text{Eq. 4.2}$$

$$\sigma_p = K_p \cdot \epsilon_0$$

$$\sigma_v(t) = K_v \cdot \epsilon_e(t)$$

또한 변형률(ϵ_0)은 다음 Eq. 4.3과 같이 나타낼 수 있으며, 시간의 흐름에 따라 dashpot의 변형률이 증가하고 궁극적으로는 모든 변형률을 dashpot이 흡수하므로 $\epsilon_e(\infty) = 0$ 이 된다.

$$\epsilon_0 = \epsilon_e(t) + \epsilon_v(t) \quad (\epsilon_0 \text{ is constant}) \quad \text{Eq. 4.3}$$

$$\text{at } t = 0 \quad \Rightarrow \quad \epsilon_e(0) = \epsilon_0, \quad \epsilon_v(0) = 0$$

$$\text{at } t = \infty \quad \Rightarrow \quad \epsilon_e(\infty) = 0, \quad \epsilon_v(\infty) = \epsilon_0$$

이것을 앞의 Eq. 4.2에 대입하면 다음과 같다.

$$\begin{aligned} \text{at } t = 0 \quad \sigma(0) &= \sigma_p + \sigma_v(0) = K_p \cdot \epsilon_0 + K_v \cdot \epsilon_e(0) \\ &= K_p \cdot \epsilon_0 + K_v \cdot \epsilon_0 \\ &= (K_p + K_v) \epsilon_0 \end{aligned}$$

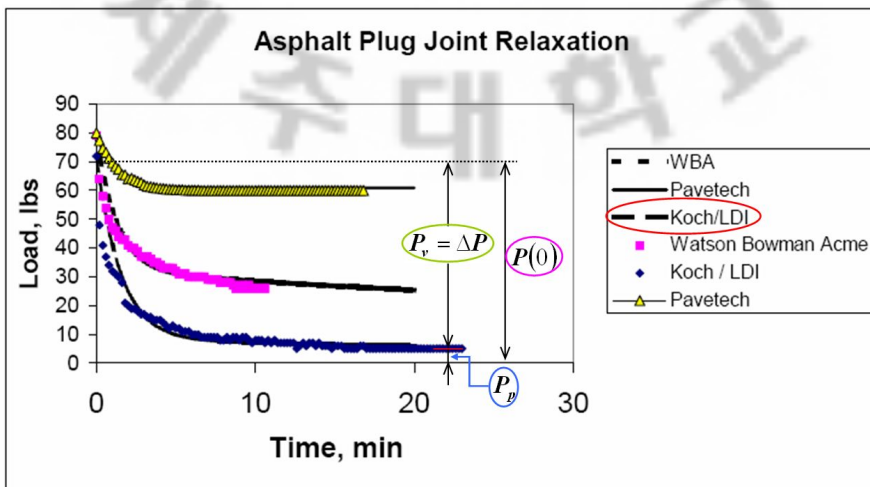


Fig. 4.16 Ratio(f) calibrated by Bramel et al.'s relaxation test(1999)

$$\begin{aligned} \text{at } t = \infty \quad \sigma(\infty) &= \sigma_p + \sigma_v(\infty) = K_p \cdot \epsilon_0 + K_v \cdot \epsilon_e(\infty) \\ &= K_p \cdot \epsilon_0 \end{aligned}$$

따라서 released stress $\Delta\sigma = \sigma(0) - \sigma(\infty) = K_v \cdot \epsilon_0$ 이 된다. 이 식을 Eq. 4.1에 대입하면 기여도, f 는 Eq. 4.4와 같이 정의된다.

$$f = \frac{K_v}{K_p + K_v} = \frac{K_v \cdot \epsilon_0}{(K_p + K_v) \cdot \epsilon_0} = \frac{\Delta\sigma}{\sigma(0)} \quad \text{Eq. 4.4}$$

Bramel et al.의 실험결과 중, Koch/LDI사의 제품을 기준으로 기여도를 결정하였다. Fig. 4.16에 나타낸 것과 같이 초기 하중 값($P(0)$)을 결정하고, ΔP 를 결정하였는데, 시간이 무한대로 증가하는 경우 하중은 0에 수렴하므로 ΔP 는 $P(0)$ 와 거의 비슷한 값을 나타낼 것이다. 따라서 이 재료에 대한 기여도, f 는 0.99로 결정하였다.

(3) A 및 n 의 결정

Two-layer viscoplasticity model의 점성(η)은 앞에서 살펴본 Cheung and Cebon의 Power Law Model(PLM)과 유사한 Norton-Hoff rate law에 의해 정의되었으며,

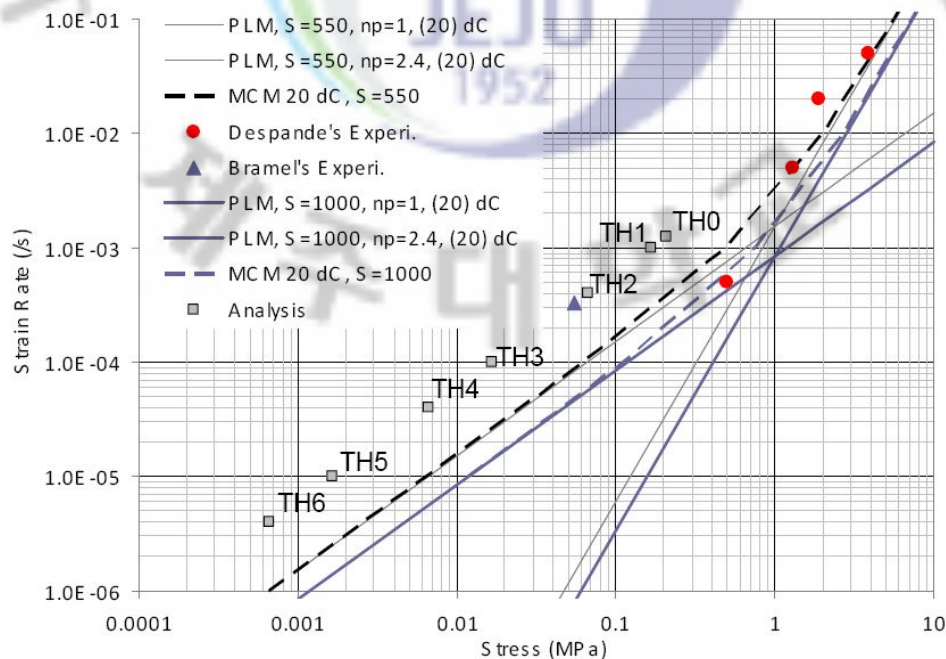


Fig. 4.17 Comparison of viscous model and experimental results

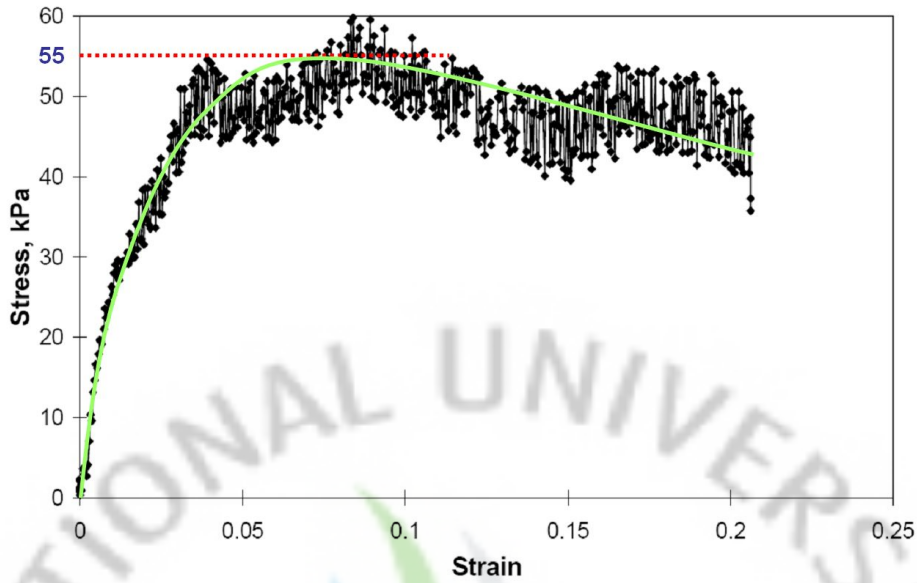


Fig. 4.18 Read steady state stress in stress-strain diagram for Koch/LDI

Eq. 4.5와 같다.

$$\dot{\epsilon} = A \sigma_v^n \quad (\text{where, } A \text{ and } n \text{ are Norton-Hoff constant}) \quad \text{Eq. 4.5}$$

여기서, σ_v 는 steady state stress로 점성유체에서 나타나는 성질이다. Cheung and Cebon(1997)이 제안하고 Deshpande and Cebon(2000)에 의해 아스팔트-골재 혼합물까지 적용범위가 확장된 "Deformation Mechanism Map(Fig. 3.14)"에 APJ의 실험 및 열변형에 대한 현장조건을 감안하여 Strain-stress 도표에 도식한 결과, Fig. 4.17과 같은 결과를 얻었다. 해석결과가 속한 영역의 명칭은 Newtonian flow regime이며 그림과 같이 n_p (or n)은 1.0인 영역이므로 $n = 1.0$ 으로 결정하였다.

A 값은 Bramel et al.의 재료 인장시험결과를 사용하여 결정하였으며, 이 인장시험은 $\dot{\epsilon} = 0.000333/sec$ 의 변형률과 $20^\circ C$ 의 온도에서 수행되었다. 시험을 통해 얻은 재료의 응력-변형률 곡선인 Fig. 4.18에서 steady state stress 값을 읽고 Eq. 4.5에 대입하여 다음과 같이 결정하였다.

$$A = \frac{\dot{\epsilon}}{\sigma_v^n} = \frac{0.000333}{0.055^{(1.0)}} = 0.00606$$

해석에 입력하는 값 중에 m 값이 있는데 이는 Steady state creep가 발생하기 이전의 초기 점성에 대해 보정하는 부분이다. 이것을 적용하여 해석을 수행한 결과

Table 4.1 Two-layer viscoplasticity model's material properties

Classification		Two-layer viscoplasticity model
Elastic properties	Type	Isotropic
	Young's modulus	6.6
	Poisson's ratio	0.48
Plastic properties	Hardening	Kinematic
	Yield stress 0	1
	Plastic strain 0	0
	Yield stress 1	1.026
	Plastic strain 1	0.21667
Viscous properties	<i>A</i>	0.00606
	<i>n</i>	1
	<i>m</i>	0
	<i>f</i>	0.99

그 효과가 매우 미비하였기 때문에 0으로 가정하여 해석을 수행하였다.

Table 4.1은 시간의존해석에 사용된 재료물성을 정리한 것이다.

2) 재료 시험편 해석

앞에서 정의한 Two-layer viscoplastic model을 적용하여 Barmel et al.이 수행한 인장시험과 동일하게 FEM 해석을 수행하였다. 재료 시험편은 Bramel et al.의 시험편과 동일하게 50×50×250 (mm)의 크기로 모델화하였으며, 길이방향으로 인장변형시켰다. 변형속도는 인장시험과 동일하게 0.000333/sec(= 5 mm/min)을 적용하였고, 변형속도에 따른 영향을 비교하기 위해 0.008333/sec, 0.001667/sec, 0.000833/sec로 변형속도를 바꿔가며 해석을 수행하였다. Fig. 4.19는 해석에 사용된 재료모형을 나타낸 것이고, Fig. 4.20과 21은 해석결과를 나타낸 것이다. Fig. 4.20은 시간을 x축으로, Fig. 4.21은 변형률을 x축으로 하여 도식화한 것이다. 해석 결과는 문헌연구에서 살펴 본 Cheung and Cebon(1997)이 서로 다른 하중부가속도를 적용하여 실험한 역청의 재료시험결과나 Deshpande and Cebon(2000)이 아스팔트 혼합물에 대하여 수

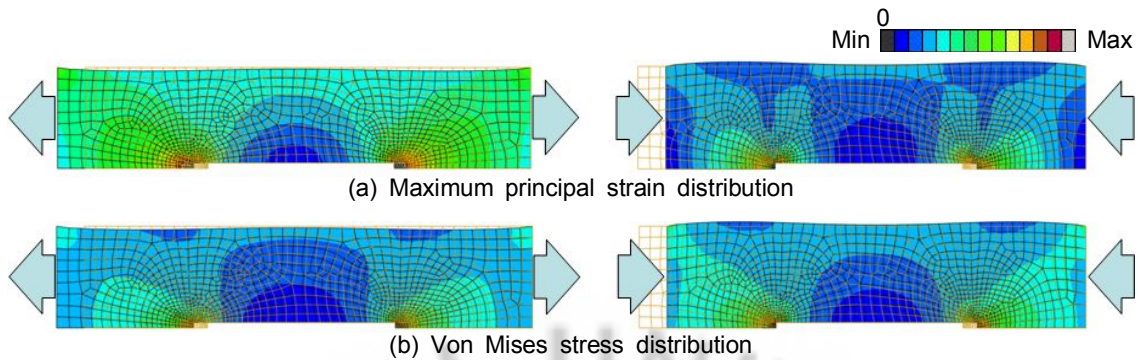


Fig. 4.22 Time-dependent analysis of APJ at 5cycles

행한 실험결과와 비슷한 거동을 하고 있음을 Fig. 4.21을 통해 알 수 있다. 점성해석시에는 변형속도에 따른 거동이 큰 차이를 나타내므로 0.000333/sec의 변형속도를 적용하여 해석을 수행하였다.

3) 매설형 신축이음장치의 해석

바닥판을 포함한 매설형 신축이음장치의 유한요소모형에 대해 위에서 결정한 재료모델을 적용하여 시간의존해석을 수행하였다. Fig. 4.21은 매설형 신축이음장치에 대한 시간의존해석 결과를 나타낸 것으로 5번째 cycle에서의 최대변형률과 Von Mises 응력분포를 나타낸 것이다.

6. 시간독립해석과 시간의존해석 결과 비교

앞에서 결정한 재료 물성값과 해석결과를 바탕으로 실제 매설형 신축이음장치의 거동을 가장 잘 반영하는 해석모형에 대하여 인장과 압축변형을 1cycle로 하는 하중을 부가하여 5cycle 까지 시간독립해석 및 시간의존해석을 수행하였다.

신축변형에 의한 하중은 인장변형과 압축변형으로 나누어지며 인장 및 압축의 변형량은 각각 25mm를 적용하였다. 하중 순서는 먼저 인장변형 25mm를 가하고 그 후 원 위치시켰으며, 압축변형 25mm를 가한 후 원 위치시키는 것을 1회로 하여 연속적으로 5회 반복하였으며 각 구간을 5단계로 나누어 변형 및 응력분포를 확인하

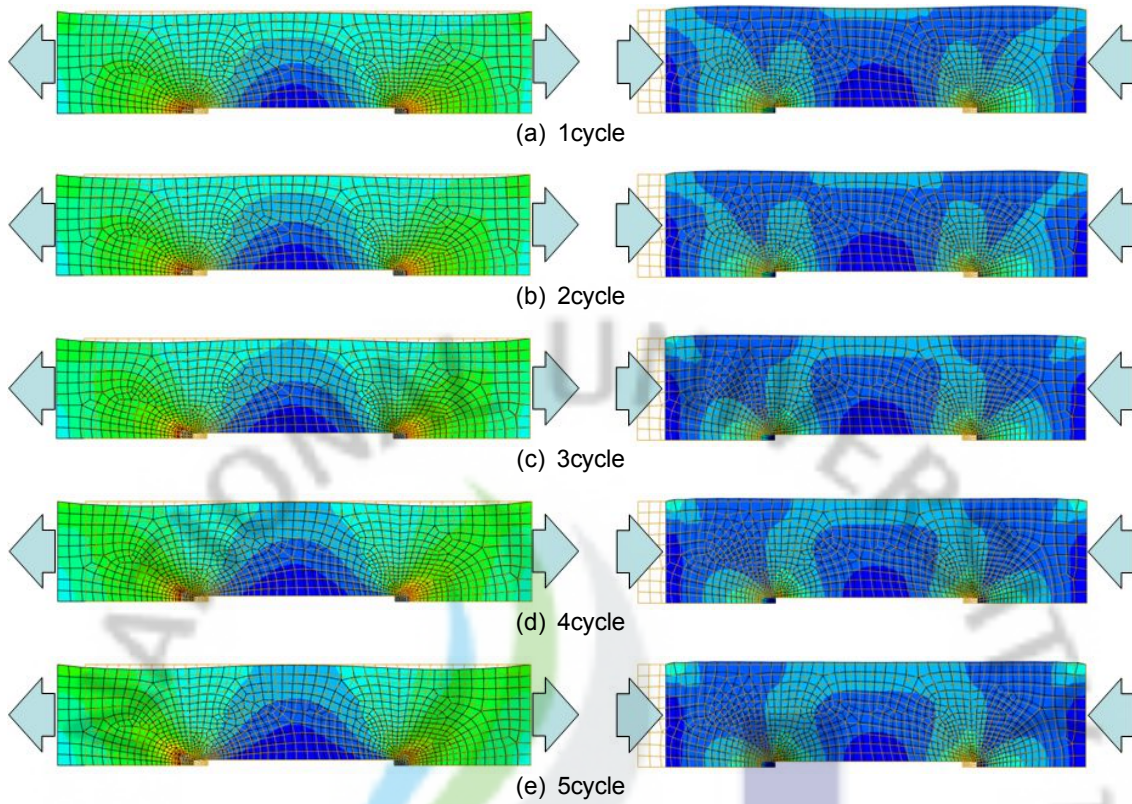


Fig. 4.23 Maximum principal strain distribution of time-independent analysis

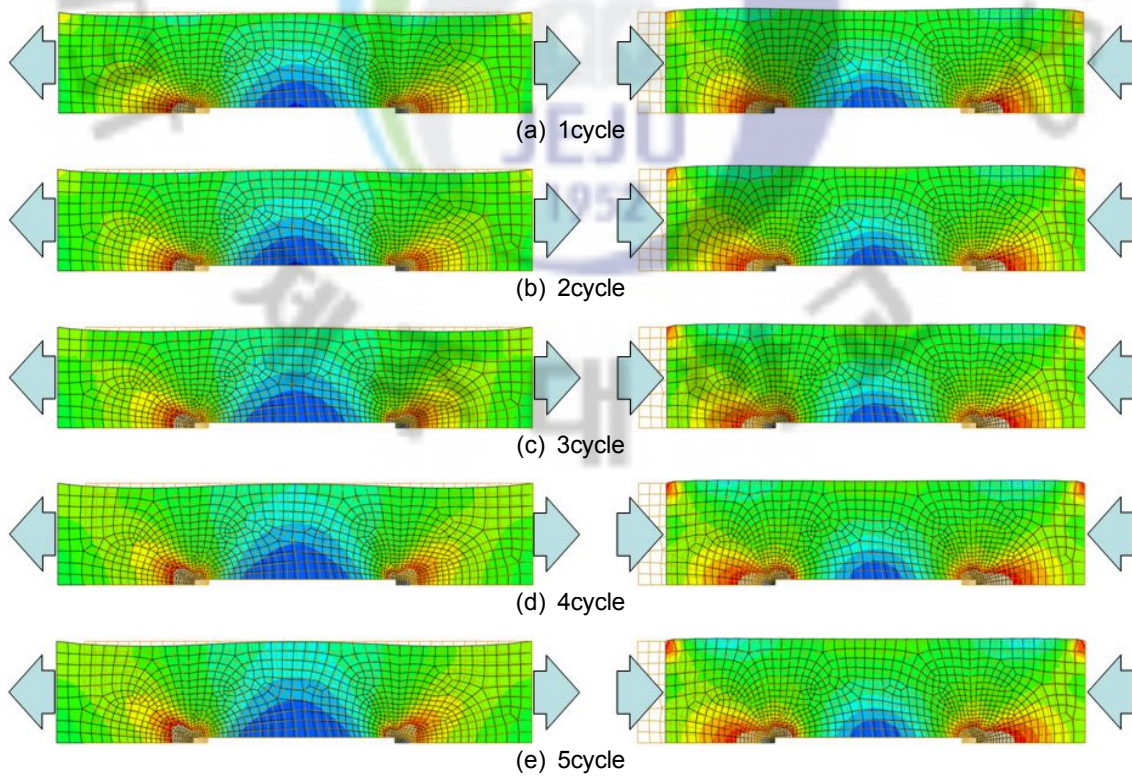


Fig. 4.24 Von Mises stress distribution of time-independent analysis

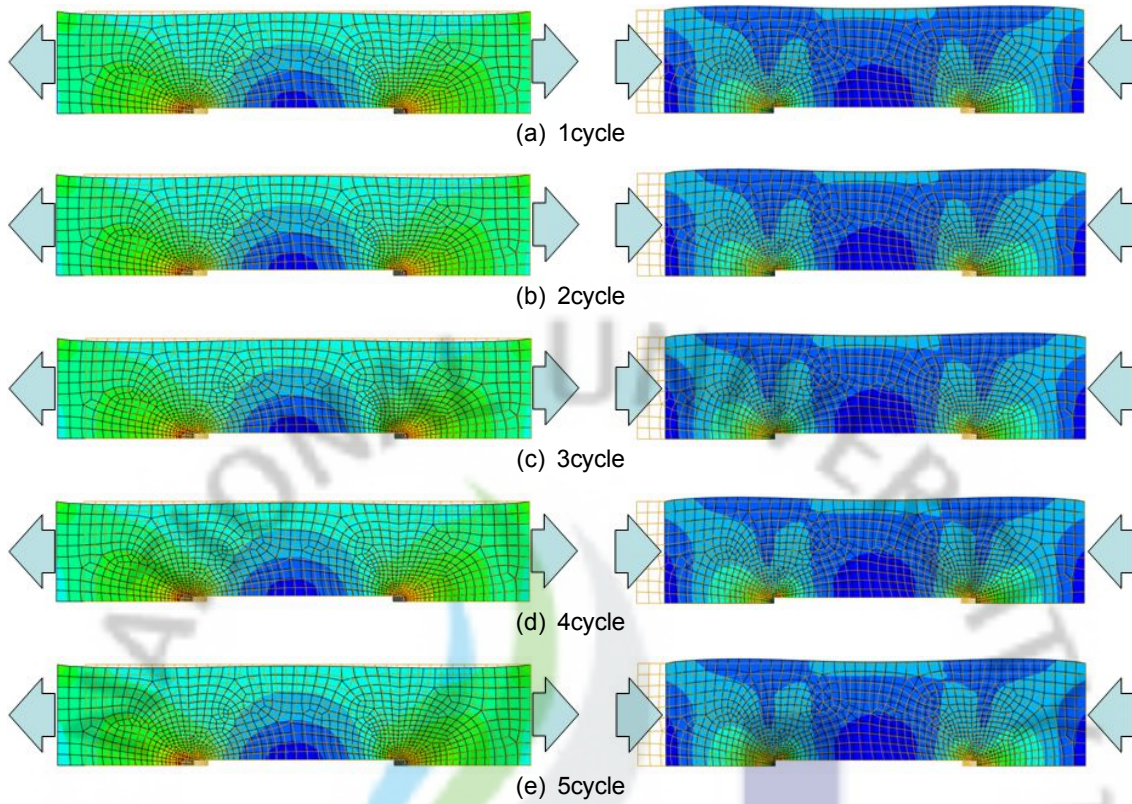


Fig. 4.25 Maximum principal strain distribution of time-dependent analysis

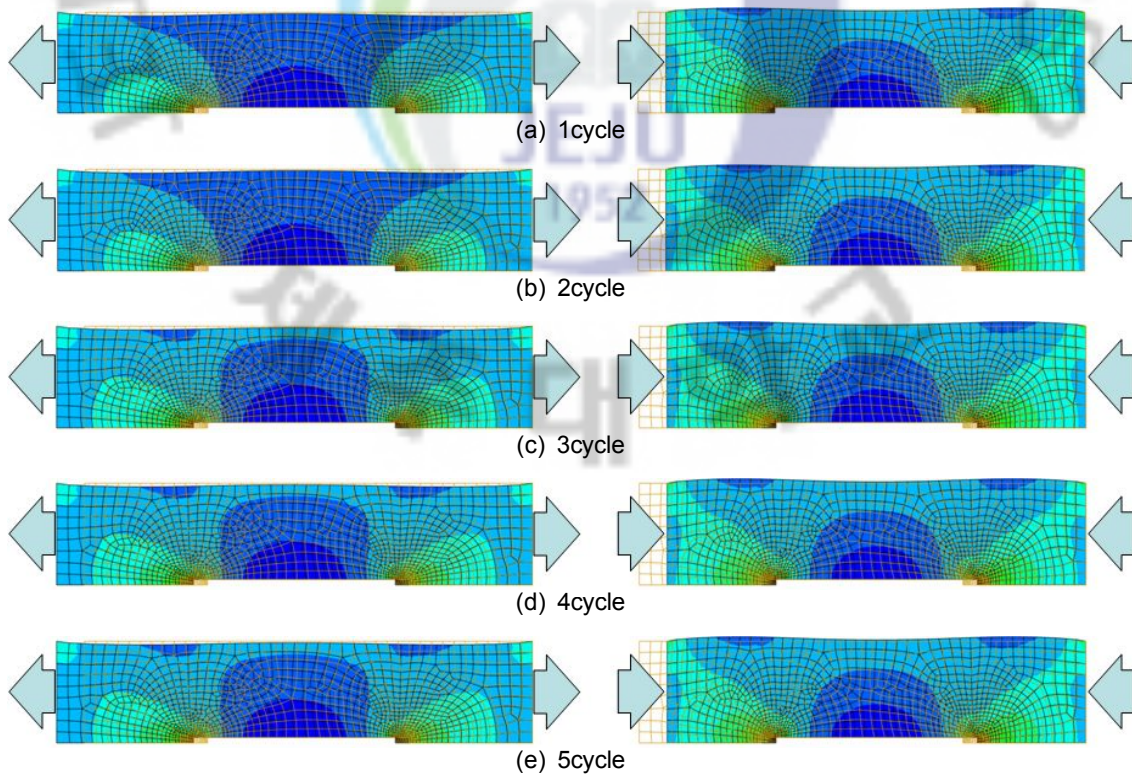


Fig. 4.26 Von Mises stress distribution of time-dependent analysis

였다.

Fig. 4.23~24는 인장 및 압축변형시의 시간독립해석 결과를 나타낸 것으로 Fig. 4.23은 1~5cycle의 최대 주변형률을, Fig. 4.24는 Von Mises 응력분포를 나타낸 것이다. Fig. 4.25~26은 1~5cycle의 시간의존해석 결과를 나타낸 것으로 Fig. 4.25는 최대 주변형률을 나타낸 것이고, Fig. 4.26은 Von Mises 응력분포를 나타낸 것이다.

이전에 연구하였던 Qian et al., Reid et al. 그리고 Bramel et al. 등의 해석에서는 점성에 대한 고려를 유한요소모형에서 구현한 것이 아니라 매설형 신축이음장치의 재료 물성을 초기물성(instantaneous properties)과 장기물성(longterm properties)으로 구분하고 각각에 부합하는 응력-변형률 곡선을 이용하여 정적 해석을 시도하였다. 따라서 점성에 대한 고려는 해석모형을 수립하기 전에 응력-변형률 관계에서 결정되고 유한요소해석은 시간독립해석과 같은 것이 된다.

본 논문에서 얻어진 점성모델을 유한요소모형에 적용하여 준정적해석을 시도한 시간의존해석 결과와 부가된 하중 속도와 일치하는 응력-변형률 곡선을 선택하여 정적해석을 시도한 시간독립해석 결과는 변형형태 및 응력과 변형률 분포에서 서로 상이한 결과를 보여주고 있다.

Fig. 4.23과 Fig. 4.25를 비교해 보면 대체로 비슷한 양상을 나타내나 3cycle이 지나가면서 시간 독립적 해석의 변형에서 압축시 철판 양끝에서 변형이 증가하는 것을 볼 수 있다. 또한 압축시 중앙부에서의 변형이 줄어들고 신축이음장치의 양쪽에서 변형을 담당하는 것을 볼 수 있다.

Fig. 4.24와 Fig. 4.26은 두 해석 결과 중 Von Mises 응력분포를 나타낸 것으로 시간독립해석이 시간의존해석에 비해 응력이 크게 발생하였다. 이는 신축변형의 상당 부분이 점성흐름에 의해 해소되면서 거의 대부분의 영역에서 탄성적 거동을 보

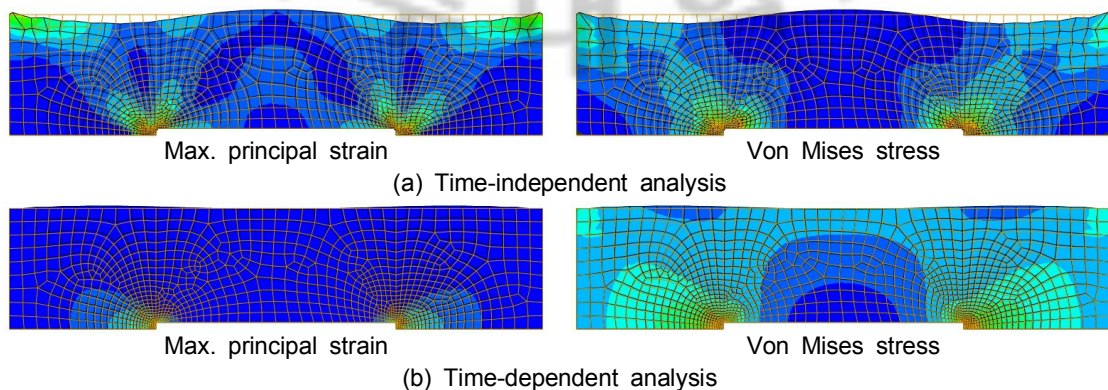


Fig. 4.27 Maximum principal strain and Von Mises stress distribution after 5cycles (scale factor=5.0)

인 결과로 추정된다. 시간독립해석과 시간의존해석 모두 철판 끝에 응력이 크게 집중되었으며 이는 재료의 이질적 차이로 인해 발생하는 것으로 추정하였다. 이렇게 집중된 응력으로 인해 철판의 끝에서 조인트의 균열이 발생하고 이 균열이 확산되어 표면까지 발달하므로 파손이 일어나는 것으로 판단할 수 있다.

Fig. 4.26은 5cycle 후 원 위치하였을 때의 최대 주변형률 분포와 Von Mises 응력 분포를 나타낸 것으로 실제 스케일보다 5배의 스케일로 크게 나타낸 것이다. 시간독립해석에서는 중앙부와 접합부는 위로 솟았고, 철판 윗부분은 움푹 들어갔으며 철판 끝과 접합부 상단에 응력이 크게 집중되어있는 것을 볼 수 있다. 반면 시간의존해석에서는 철판 끝에 변형이 남아 있으나 전체적으로 변형이 거의 발생하지 않았으며, 조인트 전체에 고르게 응력이 분포하고 있음을 볼 수 있다. 이렇게 복원되지 않는 것을 소성 변형량으로 간주할 수 있는데, 시간독립해석에서는 소성변형이 크게 나타났으며, 시간의존해석에서는 영구변형의 크기가 매우 작게 나타났다. 이것은 시간의존해석인 경우 점성흐름이 변형량의 상당부분을 감당하여 거의 대부분의 영역이 탄성 범위 내에서 거동하는데 반해 시간독립해석인 경우 변형량의 대부분을 소성변형이 감당하고 있는 것으로 판단할 수 있다. 따라서 시간독립해석에서는 소성변형으로 인해 매설형 신축이음장치의 거동을 제대로 반영하고 있지 못함을 알 수 있다.

V. 매설형 신축이음장치의 거동

1. 개요

매설형 신축이음장치에 대한 FEM 해석을 앞의 4장에서 수행하였으나 실제 거동과 비교하기 위한 자료를 얻기 위해 실험을 실시하였다. 실험은 현장에 사용되고 있는 장치를 기준으로 하고 지간장 60m인 철근콘크리트 교량을 가정하여 설계하였다.

2. 시험체 제원

시험체의 제원은 현장에 사용되고 있는 장치의 제원을 적용하였다. 장치 크기는 지간장이 60m인 철근콘크리트 교량이고, 신축량이 $\pm 25\text{mm}$ 인 것으로 가정하여 결정하였다. 실험시 시험체의 고정과 가력을 위해 시험체의 양단은 콘크리트로 제작하였고, 콘크리트 속에 24mm 전산볼트를 설치하였다. 시험체의 세부 제원은 Fig. 5.1과 같다.

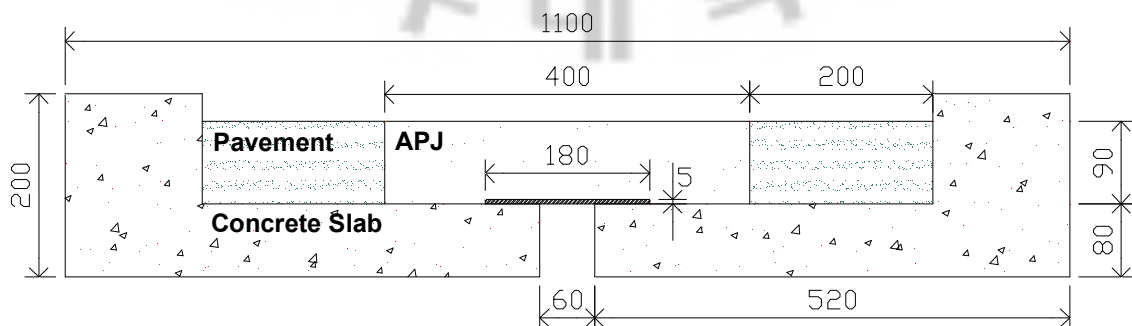


Fig. 5.1 Dimension of asphalt plug joint

3. 시험체 제작

시험체의 거푸집은 유로폼을 사용하여 제원에 맞게 제작하였으며, 거푸집 내에 D10철근을 사용하여 철근 배근을 하고, 35 MPa 강도의 콘크리트를 사용하여 슬래브를 제작하였다. 일반적으로 사용되고 있는 배합비를 기준으로 아스팔트 포장부분을 2층으로 설치하였으며 다짐은 진동롤러로 다짐하여야하나 시험체의 크기가 작으므로 진동기를 이용한 진동다짐을 하였다. 매설형 신축이음장치는 3층으로 설치되었으며, 가열된 골재를 설치할 곳에 깔아놓고, 역청으로 채워 넣는 방법으로 설치하였다.

매설형 신축이음장치를 설치하기 전에 슬래브 표면과 아스팔트 포장과의 접합면에 프라이머를 도포하고 180℃로 가열된 19mm 골재를 30mm높이로 타설하였다. 그 속에 170 ~ 180℃로 가열한 역청(AP-5)을 채워 넣어 1층을 완성하고, 2층에는 13mm 골재를, 3층에는 10mm 골재를 사용하여 동일한 방법으로 180℃에서 설치하였다. 마무리 작업으로 표면을 아스팔트 층보다 3mm정도 높게 바인더로 채워 넣어 표면을 매끈하게 마무리하였다. Fig. 5.2는 매설형 신축이음장치의 제작과정을 나타내고 있다.

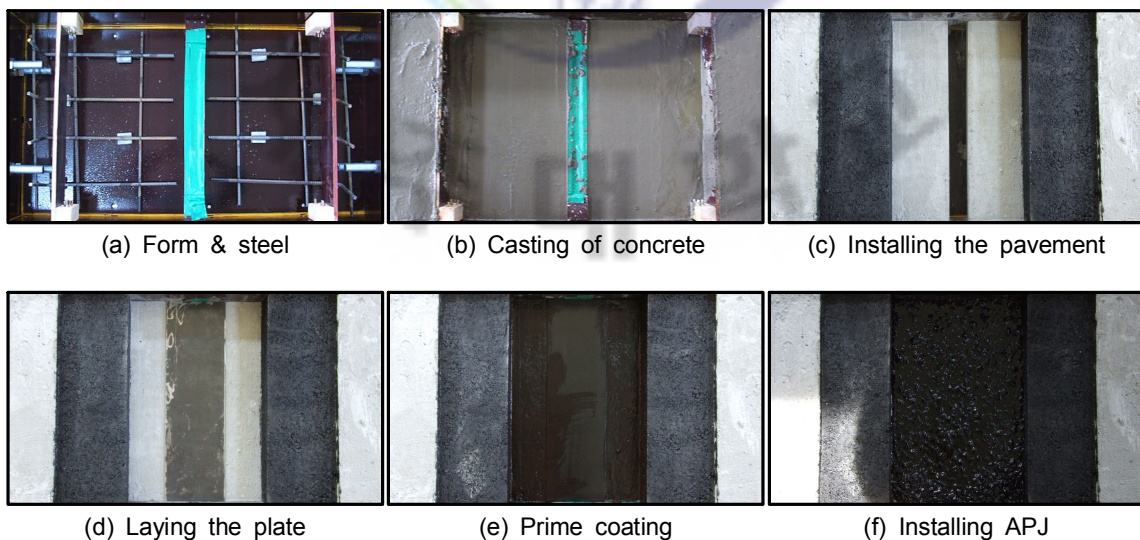


Fig. 5.2 Manufacturing process of specimen

4. 사용재료

1) 골재

매설형 신축이음장치에서 상부에 작용하는 하중을 하부로 전달하는 역할을 담당하는 골재는 소성변형 저항성을 증가시키기 위한 맞물림(Interlocking)구조를 형성하여야 한다. 따라서 혼합골재보다 단입도 골재가 보다 적합한 것으로 판단하여 아스팔트 포장 전문업체인 I 회사의 석산에서 공급하는 골재를 사용하였다.

골재는 입도가 10mm, 13mm, 19mm이며, 소성변형 저항성을 확보하기 위하여 편장석 함량이 10% 이하인 골재를 사용하였다.

2) 역청(Binder)

매설형 신축이음장치에 사용된 역청은 일반 아스팔트에 사용되는 AP-5를 사용하였다. PG 64-22를 나타내는 이 재료에 대한 상세한 제원은 Table 5.1과 같다.

5. 실험방법

1) 실험기기 및 시험체 설치

실험에 사용된 장비는 크게 변위제어장치와 데이터 측정 장치로 나눌 수 있다. 변위제어장치는 1:24의 감속비를 갖는 Screw jack을 사용하였으며, 최대용량은 15ton으로 M 기업에서 MJ67-UCLFJ-300 모델명으로 제조한 장비이다. 데이터 측정 장치는 전체 신축량을 확인하기 위한 다이얼게이지와 구간별 신축량을 확인하기 위한 디지털캘리퍼스 2가지를 사용하였다. 다이얼게이지는 Mitutoyo사의 3058F모델로 최대 50mm까지 측정이 가능하며 1/100의 정확도를 가지고 있다. 디지털캘리퍼스도 Mitutoyo사에서 제조한 것으로 모델명은 CD-20CPX이고 최대 300mm까지 측정되

Table 5.1 Performance graded binder specification

Performance Grade		PG 64-22						
Average 7-day	Maximum Pavement Design Temperature, °C	< 64						< 64
	Minimum Pavement Design Temperature, °C	> -10	> -16	> -22	> -28	> -34	> -40	> -22
Original Binder								
Flash Point Temp, T48 : Minimum °C		230						342
Viscosity, ASTM D 4402:								
Maximum, 3pa.s (3000 cP)								465
Test Temp, °C		135						
Dynamic Shear, TP5 :								
G * * /sin δδ, Minimum, 1.00 kPa								1.48
Test Temp, °C @ 10 rad/s, °C		64						
Rolling Thin Film Oven Residue								
Mass Loss ,Maximum,%		1.00						0
Dynamic Shear, TP5 :								
G * * /sin δδ, Minimum, 2.20 kPa								2.34
Test Temp, °C @ 10 rad/s, °C		64						
Pressure Aging Vessel Residue								
PAV Aging Temperature, °C		100						100
Dynamic Shear, TP5 :								
G * * sin δδ, Maximum, 5000 kPa								2627
Test Temp, °C @ 10 rad/s, °C		25						
Creep Stiffness, TP1								
S, Maximum, 300 MPa								188
m-value Minimum 0.300								0.33
Test Temp, °C @ 60 sec, °C		-12						
This material passes PG grade								PG64-22

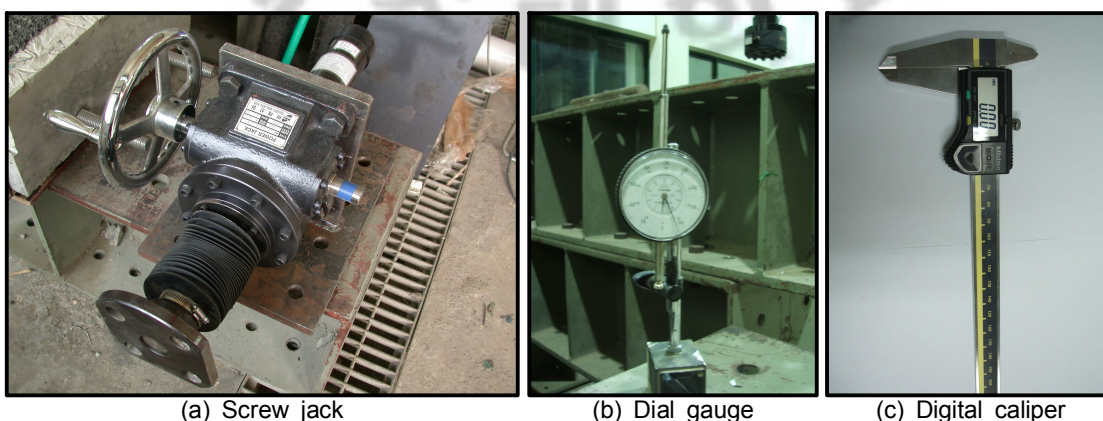


Fig. 5.3 Equipment for test

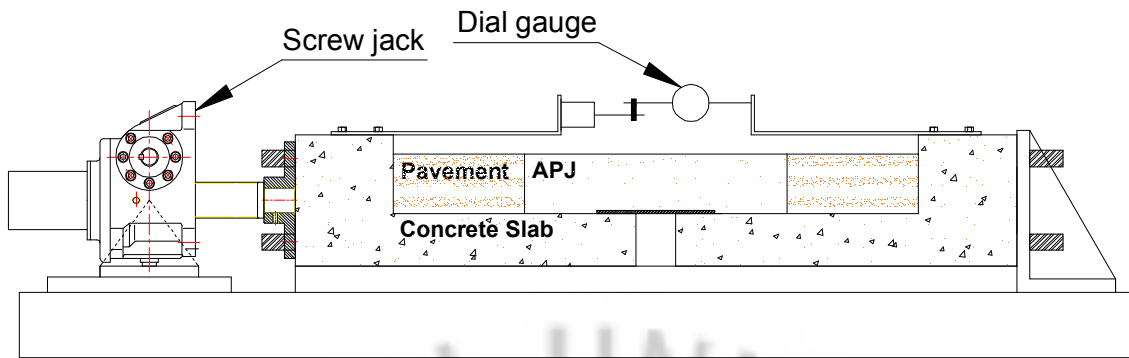


Fig. 5.4 Arrangement for data acquisition

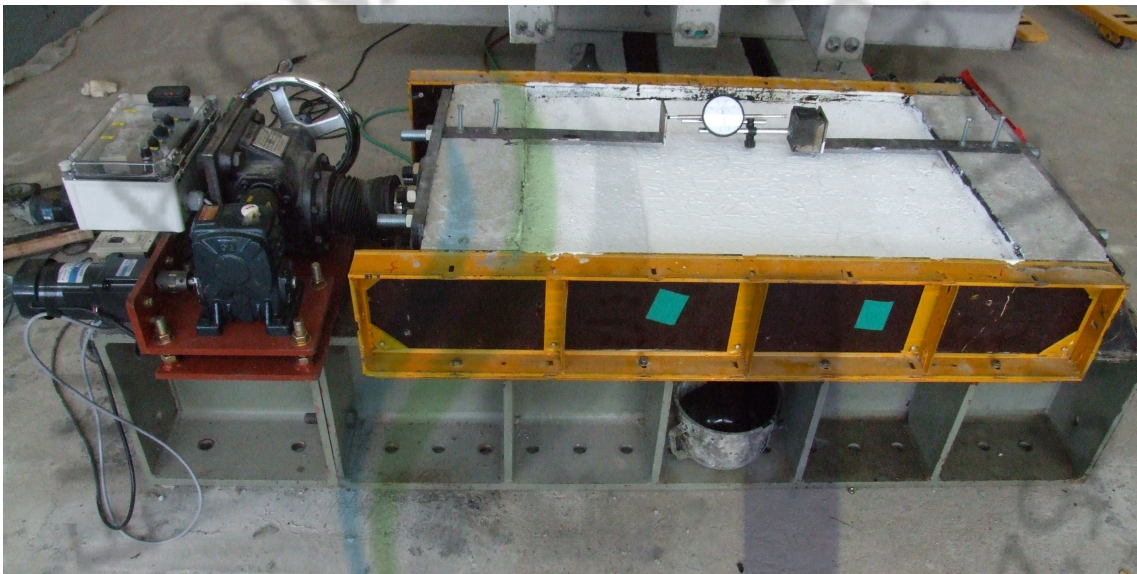


Fig. 5.5 Real view of test set-up

며 1/100의 정확도를 가지고 있다. Fig. 5.3은 실험에 사용된 실험기기들을 보여주고 있다.

시험체는 Fig. 5.4와 같이 고정대 위에 설치하였다. 시험체의 우측은 자체 제작한 틀을 사용하여 고정대에 고정하였으며, 좌측에는 Screw jack을 설치하여 변위를 제어하였다. 또한 양쪽 슬래브에 다이얼 게이지 거치대를 설치하여 시험체 위로 다이얼 게이지를 고정하였으며 전체 변위량을 측정하였다. Fig. 5.5는 실제 시험체를 설치한 모습을 나타내고 있다.

2) 실험 및 데이터 측정방법

실험시 변위는 0.333mm/min의 속도로 제어하였는데, 0.042mm/sec속도로 10초간

변위를 가하고, 50초 동안은 릴렉세이션이 생기도록 유지하는 방법으로 60회를 반복하여 한 구간의 변위를 제어하였으며 이렇게 4구간(인장, 원점, 압축, 원점)을 수행하여 1cycle을 이루었다. 데이터는 4cm간격으로 부착된 disk의 간격 변화를 디지털 캘리퍼스로 측정하였으며, 5mm 변위시마다 측정하였다.

6. 실험 결과 및 분석

1) 신축시험 결과

Fig. 5.6은 위의 방법으로 3cycle을 진행한 후의 표면과 측면 변형형상을 나타내는 사진으로, 좌측은 25mm 인장시, 우측은 25mm 압축시의 표면형상이다. 측면사진을 통해 철판 끝에 변형이 크게 집중되고, 포장면과의 접합부 상단에도 변형이 집중됨을 알 수 있다. 표면에 변형양상을 살펴보기 위해 흰색 수성페인트를 칠하였는데, 페인트의 갈라짐을 통해 중앙부와 접합부에 변형이 많이 일어났고, 철판 바로 윗부분에는 변형이 거의 없음을 표면사진으로 알 수 있다. 이는 온도에 의한 신축변형이 신축이음장치 전 영역으로 고르게 분산되지 않음을 말해주는 것이며, 이로 인해

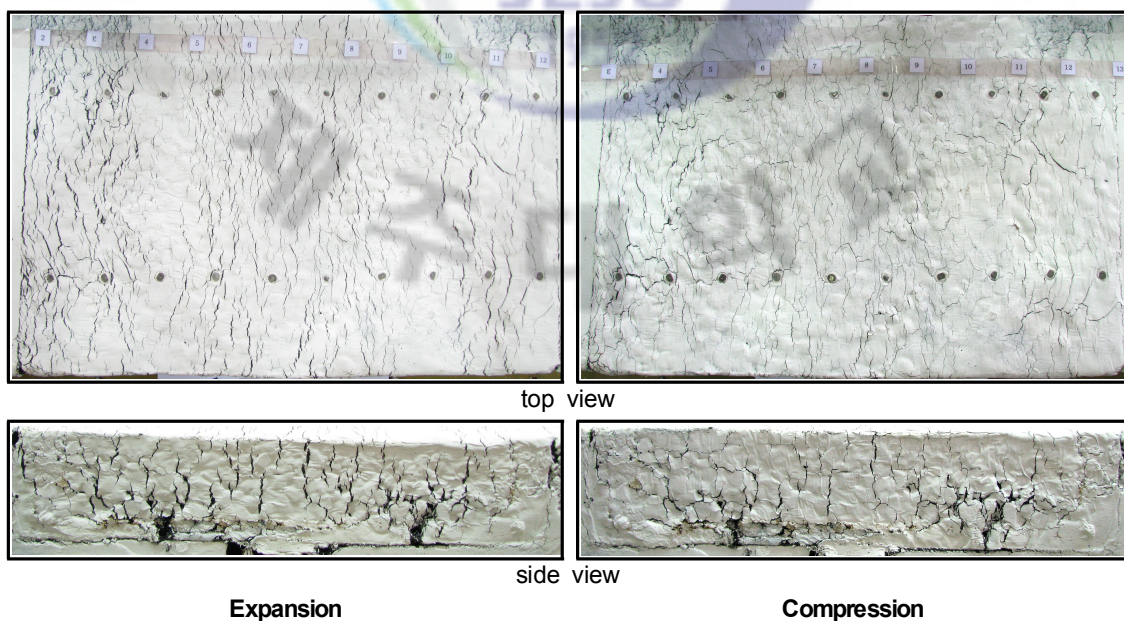
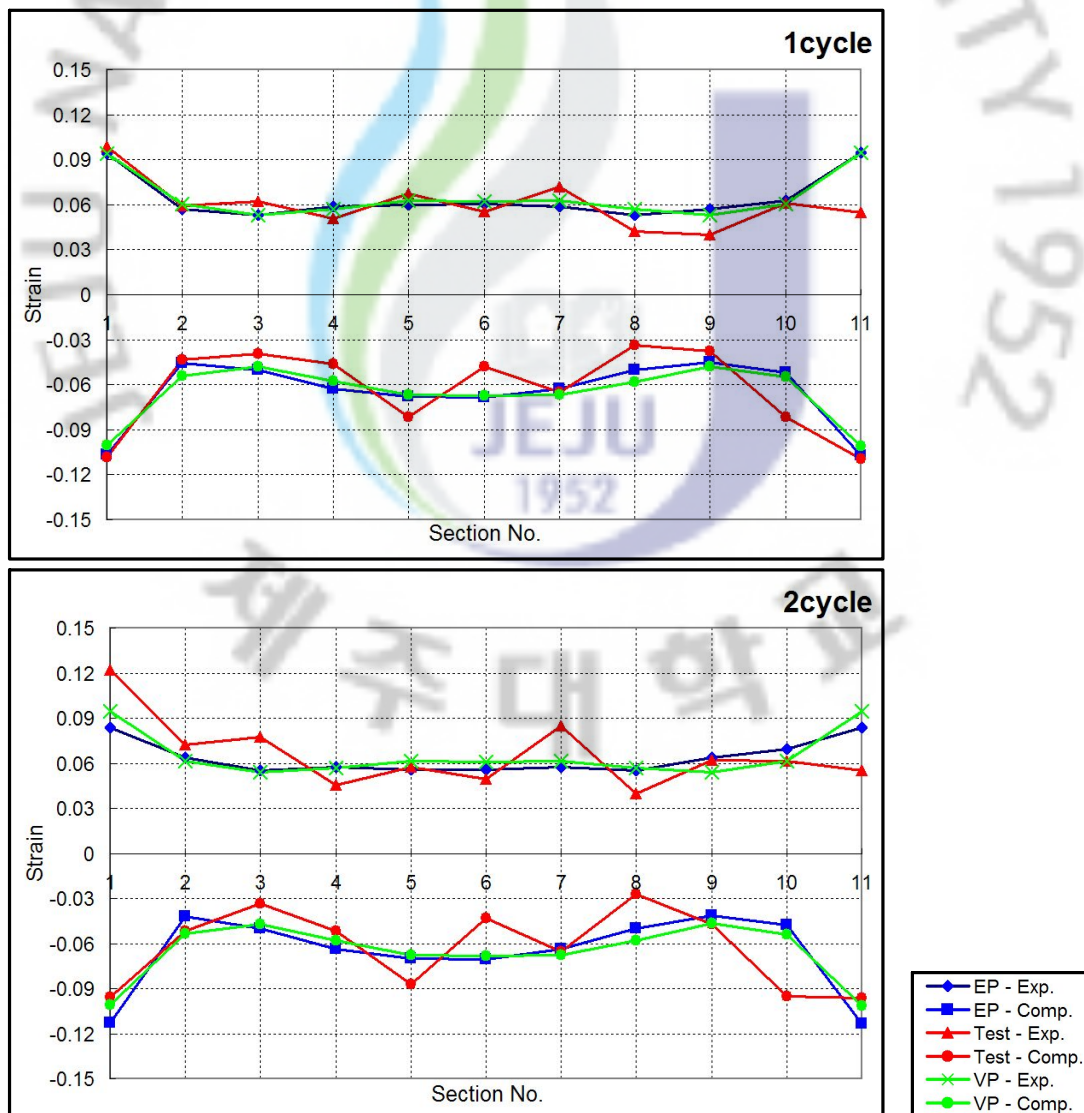


Fig. 5.6 Test results (3cycle)

변형의 집중이 생기고, 신축이음장치의 debonding 현상을 일으키는 것으로 판단할 수 있다.

2) FEM 해석과의 표면 변형률 양상 비교

Fig. 5.7은 1 ~ 5 cycle에서의 표면 변형률 분포를 나타낸 것이다. 빨간 선은 실험을 통해 얻은 변형률 값을 나타낸 것이고, 파란선은 시간독립해석, 녹색선은 시간의존해석을 수행해 얻은 변형률 값을 나타낸 것으로 양의 값은 인장변형률을 나타낸 것이고, 음의 값은 압축변형률을 나타낸 것이다. 그래프에서 보는 바와 같이 1cycle에서는 인장과 압축변형 모두 실험결과와 해석결과가 잘 일치하고 있으나 cycle이



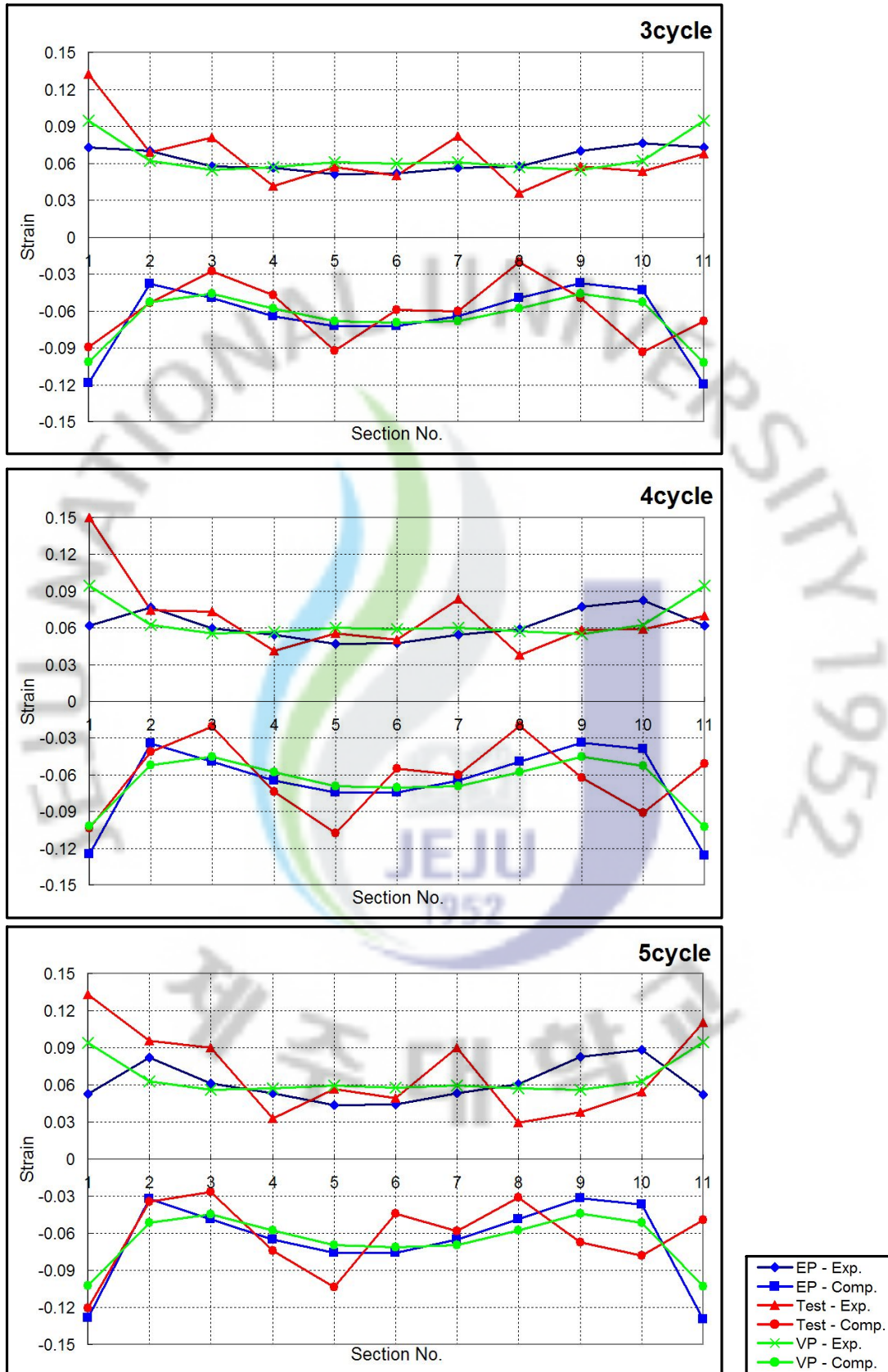


Fig. 5.7 Strain distribution of APJ's surface

증가함에 따라 실험결과와 해석결과의 차이가 점점 커지는 것을 볼 수 있다. 5cycle에서의 변형률 분포를 보면, 압축상태에서 변형률 값은 조금 차이가 있지만 전체적인 변형률 분포는 비슷하였다. 그러나 인장상태에서는 변형률 분포양상이 다소 차이를 나타내었다. 실험을 통해 얻은 변형률 분포는 W형태로 접합부에 변형이 크게 집중되고 중앙부에도 변형이 조금 분포하고 있는 양상으로 나타내었다. 그러나 시간독립해석 결과는 M자 형태로 접합부와 중앙부에 변형이 적고 접합부 바로 전에 변형률이 크게 나타나는 양상을 보였다. 시간의존해석은 접합부에 변형률이 집중되고 중앙부에는 전체적으로 고르게 변형된 양상을 나타내었다. 고로 시간독립해석은 cycle이 증가함에 따라 점점 실험값과 다른 양상을 나타내었고, 시간의존해석은 값에 다소 차이를 보였으나 전체적인 변형 양상은 비슷하게 나타남을 알 수 있었다. 따라서 시간독립해석보다는 시간의존해석이 실제에 더 가깝게 모사하고 있음을 알 수 있다.



VI. 결 론

매설형 신축이음장치의 거동을 보다 실제에 가깝게 모사할 수 있는 재료모델과 유한요소해석모형을 확립하기 위해 기존 연구결과를 분석하고 유한요소해석을 수행한 결과로부터 다음과 같은 결론을 얻을 수 있다.

1. 기존의 유한요소해석은 재료모형과 유한요소모형을 단순화하므로 해석결과의 신뢰성이 많이 떨어졌으나 본 논문에서는 기존의 재료실험결과를 근거로 하여 점성 재료모형을 제안하고, 시간과 점성을 고려한 유한요소모형을 사용함으로써 보다 실제에 가까운 해석결과를 얻을 수 있었다.
2. 시간독립해석으로 재료물성에 대해 검토한 결과, 매설형 신축이음장치의 변형률 경화는 이동성경화(Kinematic hardening)의 양상을 나타내며, 포아송 비는 해석결과에 큰 영향을 미치지 않는으나 비압축성 재료임을 고려하여 0.48이 보다 합리적인 것으로 판단된다.
3. FEM해석 조건에 대해 검토한 결과, 신축이음장치의 변형이 매우 크므로 대변형에 대한 영향은 반드시 고려되어야 한다.
4. 신축이음장치의 경계조건은 응력 및 변형률의 집중을 지배하는 요인으로 확인되었으며, Qian et al.의 연구결과에서는 도로포장과의 경계면 상단이 최대응력 발생 위치였으나 바닥판을 고려했을 때 바닥판의 끝에 더욱 큰 응력집중이 발생하였다. 따라서 응력의 분포 및 집중도를 지배하는 경계조건 및 바닥판의 구속조건이 APJ 해석에 주요인자가 될 것으로 판단된다.
5. 점소성 재료모형을 재료시험편에 적용하여 시간의존해석을 수행한 결과, 응력-변형률 곡선이 재료실험결과와 비슷한 양상을 나타내므로 본 연구에서 결정한 재료모형이 실제 매설형 신축이음장치를 잘 반영하고 있다고 판단된다.
6. 시간독립해석은 변형량의 대부분을 소성변형이 감당하므로 5cycle 후 매우 큰 영구변형을 나타내었으나, 시간의존해석에서는 점성흐름이 변형의 대부분을 담당하

므로 영구 변형량의 크기가 매우 작게 나타났다.

7. 시간독립해석 및 시간의존해석 결과를 실험결과와 비교한 결과, 1cycle에서는 두 해석 모두 실험결과와 잘 일치하였으나 cycle이 증가함에 따라 다소 차이를 나타내었다. 시간의존해석은 실험결과와 비슷한 양상을 나타냈으나 변형률 값에서 다소 차이를 보였으나 시간독립해석은 변형률 분포에서 다른 양상을 나타내었다. 따라서 시간의존해석이 시간독립해석보다 실제에 가까운 해석결과를 나타내었다.



VII. 참고문헌

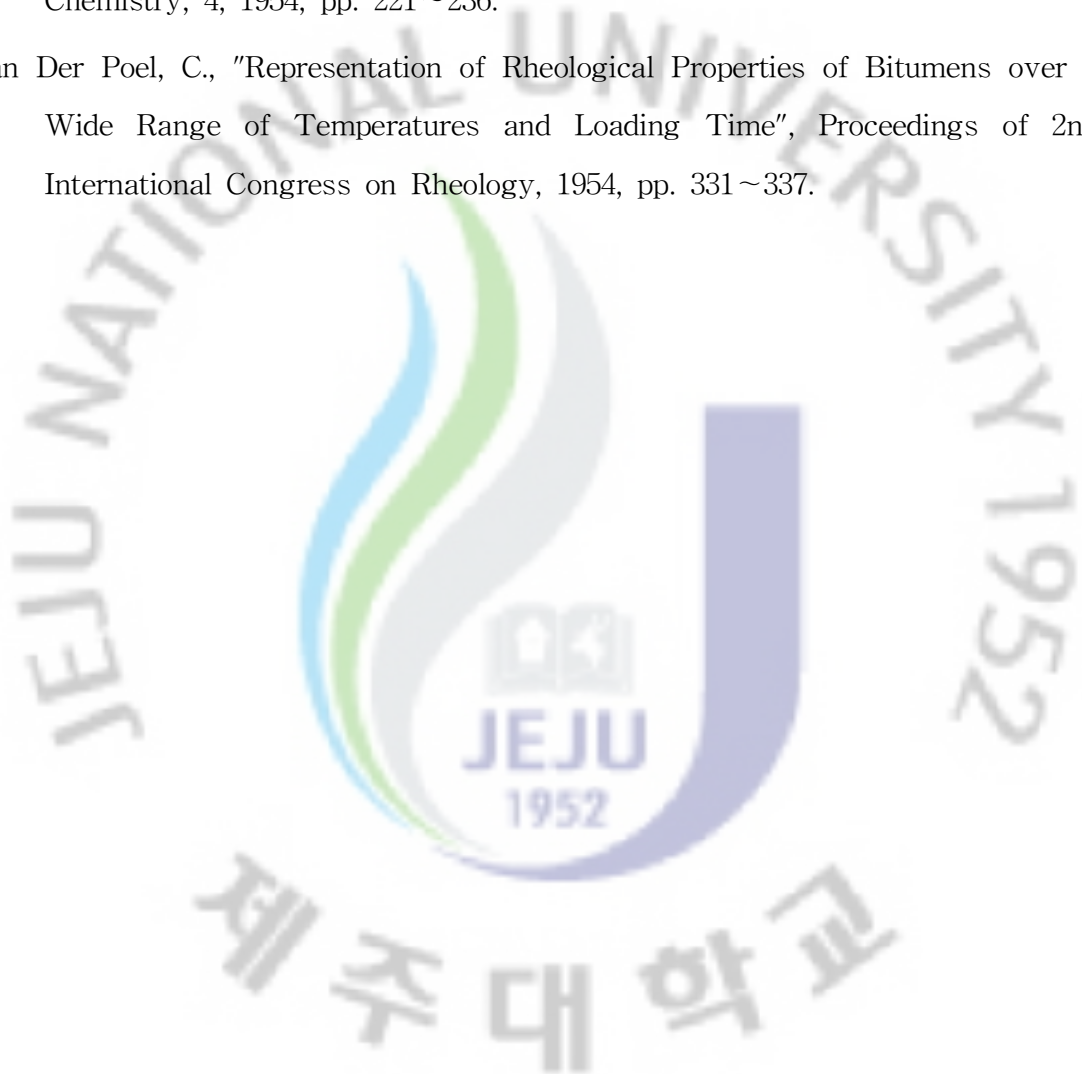
- 한국도로교통협회, “도로교 설계기준”, 2005.
- ABAQUS v6.7, “Analysis User’s Manual (Volume III : Materials)”, 2007.
- Bramel, B. K., Dolan, C. W., Puckett, J. A., and Ksaibati, K., “Asphalt Plug Joint - Material Characterization and Specification”, 5th International Conference on Short and Medium Span Bridges, Calgary, Canada, 1997
- Bramel, B. K., Dolan, C. W., Puckett, J. A., and Ksaibati, K., “Asphalt Plug Joint: Characterization and Specifications”, Ph. D. Dissertation, University of Wyoming, Department of Civil and Architectural Engineering, 1999
- Bramel, B. K., Dolan, C. W., Puckett, J. A., and Ksaibati, K., “Asphalt Plug Joint - Refined Material Tests and Design Guidelines”, Transportation Research Record, n 1740, 2000, pp. 126~134.
- Cheung, C. Y., and Cebon, D., “Experimental Study of Pure Bitumens in Tension, Compression, and Shear”, Journal of Rheology, 41(1), 1997, pp. 45~73.
- Cheung, C. Y., and Cebon, D., “Thin Film Deformation Behavior of Power-Law Creeping Materials”, Journal of Engineering Mechanics, 123(11), 1997, pp. 1138~1152.
- Cheung, C. Y., and Cebon, D., “Deformation Mechanisms of Pure Bitumen”, Journal of Materials in Civil Engineering, 9(3), 1997, pp. 117~129.
- Deshpande, V. S., and Cebon, D., “Models for a Particle Reinforced Non-linear Viscous Composite”, Journal of Engineering Mechanics, ASCE, 125(3), 1999, pp. 255~262.
- Deshpande, V. S., and Cebon, D., “Steady-state Constitutive Relationship for Idealized Bituminous Mixes”, Mechanics of Materials, 31, 1999, pp. 271~287.
- Deshpande, V. S., and Cebon, D., “Uniaxial Experiments on Idealized Asphalt

- Mixes", *Journal of Materials in Civil Engineering*, ASCE, 12(3), 2000, pp. 262~271.
- Hunter, R. N., "Bitumenous Mixture; In Road Construction", Thomas Telford Service Ltd., 1994
- Ostermann, A., "Stresses in Elastically Supported Expansion Joints under Wheel Load Impact", *Bauingenieur*, 66, 1991, pp. 381 (in German)
- Partl, M. N., Hean, S., and Poulikakos, L., "Asphaltic Plug Joint Characterization and Performance Evaluation", *Proceedings of 9th International Conference on Asphalt Pavements, ISAP, Copenhagen, 2002.*
- Qian, Z. and Akisanya, A. R., "Wedge Corner Stress Behavior of Bonded Dissimilar Materials" *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, 32, 1999, pp. 209~222
- Qian, Z., Akisanya, A. R., and Imbabi, M. S., "Edge Effects in the Failure of Elastic/Viscoelastic Joints Subjected to Surface Traction", *International Journal of Solids and Structures*, 37, 2000, pp. 5973~5994.
- Qian, Z., Akisanya, A. R., and Imbabi, M. S., "Effects of Geometry on the Deformation of Asphaltic Plug Joints Subjected to Surface Traction", *Journal of Strain Analysis*, 35(5), 2000, pp. 403~413.
- Qian, Z. and Akisanya, A. R., "Stress Distribution at the Interface Corner of a Tri-Material Structure", *Journal of Engineering Mechanics*, 127(8), 2001, pp. 747~753.
- Qian, Z., "On the Evaluation of Wedge Corner Stress Intensity Factors of Bi-Material Joints with Surface Traction", *Computers and Structures*, 79, 2001, pp. 53~64.
- Qian, Z., Akisanya, A. R., and Thompson, D. S., "Stress Behavior at the Interface Junction of an Elastic Inclusion", *Transactions of the ASME*, 69, 2002, pp. 844~852.
- Read, J., and Whiteoak, D., "The Shell Bitumen Handbook(Fifth edition) - Shell Bitumen", Thomas Telford Service Ltd., 2004.

Reid, M. D., Imbabi, M. S., and Coutellier, D., "Effects of Joint Geometry on Response of Asphaltic Plug Joints", *Journal of Transportation Engineering*, 124(4), 1998, pp. 311~318.

Van Der Poel, C., "A General System Describing the Visco Elastic Properties of Bitumens and Its Relation to Routine Test Data", *Journal of Applied Chemistry*, 4, 1954, pp. 221~236.

Van Der Poel, C., "Representation of Rheological Properties of Bitumens over a Wide Range of Temperatures and Loading Time", *Proceedings of 2nd International Congress on Rheology*, 1954, pp. 331~337.



감사의 글

할렐루야! 지금까지 저의 삶을 인도해 주신 하나님께 감사드립니다.

본 논문을 작성하기까지 지난 2년 동안 아낌없이 지도해 주시고, 학업에 대한 열정을 가르쳐 주신 박상렬 교수님께 진심으로 감사의 말씀을 드립니다. 또한 석사과정 동안 많은 가르침과 격려로 지도해 주신 양성기 교수님, 김남형 교수님, 남정만 교수님, 이병걸 교수님, 김상진 교수님, 이동욱 교수님께도 감사의 말씀을 드립니다.

연구에 많은 자료를 제공해 주고, 여러 가지 기술적으로 지원을 해준 Univ. of Michigan의 박휘립씨와 연구실에서 저의 고민을 같이 고민해 주시고, 더 많은 것을 가르쳐 주기위해 애써주신 창훈이 형님에게 감사의 말씀을 드립니다. 또한 연구실 선배로 아낌없는 격려와 지도로 함께 해준 용철이형, 성욱이형, 철영이형, 성룡이형에게도 감사의 말씀을 드립니다. 3년 동안 같은 연구실에서 동고동락하며 저의 힘이 돼주었던 경남이와 성협이, 형들 속에서 1년간 고생해 온 막내 용현이에게도 감사의 말씀을 전합니다.

대학원 동기로 언제나 함께 야간 시간을 보내고, 서로 격려하고 응원하였던 승호에게도 감사의 말씀을 전하고, 대학원 생활동안 함께 하며 여러 가지 조언과 격려를 해 주신 승현이형, 도형이형, 태혁이형, 행식이형, 종완이형, 우열이형, 상봉이형, 웅규형, 향혜, 지원이에게도 감사의 말씀을 드립니다. 대학원 생활을 함께하였던 승현이형, 태건, 창선, 창림, 현철, 영민, 정우, 경훈, 현탁, 한승이에게도 감사의 말씀을 전합니다.

언제나 기도로 뒤에서 후원해 주신 아버지와 어머니, 큰누나와 작은누나, 귀여운 조카 은채에게도 감사의 말씀을 드리고, 늘 내 곁에서 힘이 돼주고 늦은 시간까지 함께 하면서 응원해 준 사랑하는 소연이에게도 감사의 말을 전합니다.

매일 바쁘다는 핑계로 자주 만나지는 못하였지만 서로를 걱정해주고 위로해 주는 일록, 승혁, 능재, 제영, 지선, 미은, 하영, 인아, 경욱에게도 감사의 말씀을 전하고, 늘 기도로 후원해 주시고 여러모로 도움을 주신 현성길 목사님, 강창근 목사님, 안호권 목사님, 조선호 목사님께도 감사의 말씀을 드립니다.

2008년 12월 22일

철근콘크리트 구조공학 연구실에서