보안 과제( ), 일반 과제(○) / 공개(○), 비공개( )
국토교통기술촉진연구사업 제2차 연도 최종보고서

R&D/17CTAP-C129914-01

나노압입을 이용한 강구조의 변형률 속도효과 분석 및 지진 취약도 진단기법 개발 연구 최종보고서

2019. 03. 26.

주관연구기관 / 세종대학교 산학협력단
위탁연구기관 / 경남대학교 산학협력단

국 토 교 통 부
(전문기관) 국토교통과학기술진흥원

17CTAP-C129914-01

나노압입을 이용한 강구조의 변형률 속도효과 분석 및 지진 취약도 진단기법 개발 연구 최종보고서

Infrastructure R&D Report

2019

국토교통과학기술진흥원

국 토 교 통 부

제 출 문

국토교통부장관(국토교통과학기술진흥원장) 귀하

'나노압입을 이용한 강구조의 변형률 속도효과 분석 및 지진 취약도 진단기법 개발 연구' (연구개발 기간 : 2017.04.01 ~ 2018.12.31) 과제의 최종보고서 1부를 제출합니다.

2019. 03. 26.

주관연구기관명 : 세종대학교 산학협력단 (백성욱) (인)

주관연구기관책임자: 김 승 억

국토교통부소관 연구개발사업 운영규정 제29조에 따라 최종보고서 열람에 동의합니다.

보고서 요약서

과제 고유 번호	17CTAP-C129914-01	해당 단계 연구 기간	2018.01.01. -2018.12.31	단계구분	2차년도/2차년도
연구사업명	중사업명	국토교통기술촉진연구사업			
	세부사업명	국토교통기술촉진연구사업			
연구과제명	대과제명	국토교통기술촉진연구사업			
	세부과제명	나노압입을 이용한 강구조의 변형률 속도효과 분석 및 지진 취약도 진단기법 개발 연구			
연구책임자	김승억	해당단계 참여연구원 수	총: 20명 내부: 3명 외부: 17명	해당단계 연구비	정부:220,000천원 민간: 천원 정부외: 천원 상대국: 천원 계:220,000천원
		총 연구기간 참여연구원 수	총: 36명 내부: 6명 외부: 30명	총 연구비	정부:370,000천원 민간: 천원 정부외: 천원 상대국: 천원 계:370,000천원
연구기관명 및 소속 부서명	세종대학교 산학협력단			참여기업명	
국제공동연구	상대국명:			상대국 연구기관명:	
위탁연구	연구기관명: 경남대학교 산학협력단			연구책임자: 김정중	

※ 국내·외의 기술개발 현황은 연구개발계획서에 기재한 내용으로 갈음

연구개발성과의 보안등급 및 사유	보안등급의 분류 : 일반 결정 사유 : '국토교통부소관 연구개발사업 운영규정' 제47조의 4(보안등급 분류기준)의 보안과제 기준에 해당하지 않음

9대 성과 등록·기탁번호

구분	논문	특허	보고서 원문	연구시설·장비	기술요약정보	소프트웨어	화합물	생명자원		신품종	
								생명정보	생물자원	정보	실물
등록·기탁 번호	https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2017.08.033 https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2017.08.033 https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2017.12.122 https://doi.org/10.1016/j.msea.2018.12.025 https://doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2018.12.023	10-2018-0161086	-	-	-	-	-	-	-	-	-

국가과학기술종합정보시스템에 등록한 연구시설·장비 현황

구입기관	연구시설·장비명	규격 (모델명)	수량	구입연월일	구입가격 (천원)	구입처 (전화)	비고 (설치장소)	NTIS 등록번호
-	-	-	-	-	-	-	-	-
-	-	-	-	-	-	-	-	-

▪ 요약	보고서 면수 : 266

✓ 연구목표

- 나노압입 실험으로 구조용 강재에 나타나는 변형률 속도효과(Strain rate effect)를 파악하여 강구조물의 지진에 대한 취약도 진단기법 개발

✓ 핵심성과물

- 나노압입에 의한 구조용 강재의 변형률 속도효과 방정식 결정
  - 나노압입 속도를 달리하여 구조용 강재에 대한 실험을 수행
  - 유한요소해석으로 무차원 방정식 계수 결정
- 나노압입에 의한 구조용 강재의 변형률 속도효과 방정식 검증
  - 인장강도 실험결과를 회귀분석하여 변형률 속도효과 방정식 결정
  - 나노압입에 의해 결정된 변형률 속도효과 방정식과 비교 검증
- 강재의 피로도와 변형률 속도효과 관계 정립
  - 나노압입 실험으로 피로 실험 후 강재의 변형률 속도효과 방정식 결정
  - 강재의 피로도와 변형률 속도효과 간의 상관관계 도출
- 변형률 속도효과를 고려한 강구조물의 해석
  - 변형률 속도효과 방정식의 계수 변화에 대한 강구조물의 구조거동 민감도 분석
  - 지진하중에 대한 강구조물의 유한요소해석
- 변형률 속도효과를 고려한 강구조의 지진에 대한 취약도 함수 결정
  - 변형률 속도효과 방정식의 계수 변화에 따른 지진 취약도 함수 변화 분석
  - 지진에 대한 취약도 진단기법 알고리즘 제시

〈 요약문 〉

연구의 목적 및 내용	✓ 본 연구의 최종목표는 나노압입 실험으로 구조용 강재에 나타나는 변형률 속도효과 (strain rate effect)를 파악하여 강구조물의 지진에 대한 취약도를 진단하는 기법을 개발하는 것임 ✓ 본 연구의 연차별 목표는 다음과 같음 • 1차년도: 나노압입에 의한 구조용 강재의 변형률 속도효과 방정식 도출기법 개발 • 2차년도: 변형률 속도효과를 고려한 강구조의 지진에 대한 취약도 진단기법 개발 ✓ 나노압입에 의한 구조용 강재의 변형률 속도효과 방정식 결정 • 기존에 제시된 강재의 변형률 속도효과 방정식 연구 • 나노압입 속도를 달리하여 구조용 강재에 대한 실험을 수행 • 나노압입 실험결과를 바탕으로 변형률 속도효과 무차원 방정식 수립 유한요소해석으로 무차원 방정식 계수 결정 ✓ 나노압입에 의한 구조용 강재의 변형률 속도효과 방정식 검증 • 하중 재하 속도를 달리하여 강재의 인장강도 실험을 수행 • 인장강도 실험결과를 회귀분석하여 변형률 속도효과 방정식 결정 • 나노압입에 의해 결정된 변형률 속도효과 방정식과 비교 검증 ✓ 강재의 피로도와 변형률 속도효과 관계 정립 • 세 단계의 피로도(반복하중 횟수)에 대하여 피로실험 수행 • 나노압입 실험으로 피로 실험 후 강재의 변형률 속도효과 방정식 결정 • 강재의 피로도와 변형률 속도효과 간의 상관관계 도출 ✓ 변형률 속도효과를 고려한 강구조물의 해석 • 변형률 속도효과를 고려한 강구조물 유한요소해석 모형 개발 • 변형률 속도효과 방정식의 계수 변화에 대한 강구조물의 구조거동 민감도 분석 • 지진하중에 대한 강구조물의 유한요소해석 ✓ 변형률 속도효과를 고려한 강구조의 지진에 대한 취약도 함수 결정 • 지진하중에 대한 강구조물의 취약도 함수 개발 • 변형률 속도효과 방정식의 계수 변화에 따른 지진 취약도 함수 변화 분석 • 지진에 대한 취약도 진단기법 알고리즘 제시
연구개발성과	✓ 본 연구를 통해 5편의 SCI급 논문 및 1건의 특허를 출원함 • 1차년도 - (논문 1건) 나노압입에 의한 구조용 강재의 변형률 속도효과 방정식 - (논문 2건) 인장실험과 나노압입에 의한 구조용 강재의 변형률 속도효과 방정식 비교 • 2차년도 - (논문 1건) 변형률 속도효과를 고려한 강구조의 지진하중에 대한 구조해석 - (논문 1건, 특허출원 1건) 변형률 속도효과를 고려한 강구조의 지진에 대한 취약도 함수

연구개발성과의 활용계획 (기대효과)	• 나노압입에 의한 구조용 강재의 변형률 속도효과 방정식 결정기법은 기 시공된 강구조의 변형률 속도효과를 측정하는 비파괴 진단기법으로 활용 • 나노압입으로 측정된 변형률 속도효과를 고려한 구조해석을 바탕으로 강구조물의 지진에 대한 취약도를 진단하는데 활용 • 강구조의 사용기간에 걸쳐 지진에 대한 취약도를 측정하여 유지관리 지표로 활용 • 강재에 작용하는 충격하중 및 지진하중에 대하여 변형률 속도효과를 고려하여 강구조물을 설계시 반영할 수 있음 • 강구조의 내진설계에 필요한 기초원천기술로도 활용 • 강재의 변형률 속도효과를 고려한 강구조물의 내진설계를 통해 과다한 내진설계를 피하고 효율적인 자원의 활용이 가능함

핵심어 (5개 이내)	나노압입	취약도	변형률 속도효과	지진	강구조

〈 SUMMARY 〉

Purpose & Contents	✓ The overall purpose of this study is to develop a technique to diagnose fragility of steel structures under earthquake by investigating strain rate effect of structural steel using nanoindentation experiments. ✓ The yearly goals of this study are follows: • 1st year: Development of strain rate effect equation of structural steel using nanoindentation • 2nd year: Development of a diagnose technique for fragility of steel structures under earthquake considering strain rate effect of steel ✓ Determination of strain rate effect (SRE) equation of structural steel by nanoindentation • Reference study about SRE of steel • Nanoindentation experiments on structural steel with different indentation speed • Establishment of non-dimensional equations about SRE based on nanoindentation observations • Determination of coefficients for the established non-dimensional equations with the aid of finite element analysis ✓ Verification of the determined SRE equations by nanoindentation • Experiments for tensile strength of steel with different loading speed • Determination of SRE equation by regression analysis of tensile strength test results • Comparison with SRE equation by nanoindentation ✓ Establishment of the relationship between SRE and fatigue of structural steel • Fatigue experiments of steel with three different loading cycles • Determination of SRE equations for the fatigued steel by nanoindentation • Investigation of the relationship between SRE and fatigue of steel ✓ Structural analysis of steel structures considering SRE • Development of a finite element (FE) model for steel structures considering strain rate effect • Sensitivity analysis of the FE model for the coefficient of in SRE equations • Structural analysis of steel structures for seismic loading ✓ Development of a diagnose technique for seismic fragility of steel structures considering SRE • Development of fragility curves of steel structures for earthquake • Analysis of seismic fragility curve change according to the

<table>
<tr><td></td><td colspan="5">change of coefficient of SRE equations
• Proposition of an algorithm to diagnose seismic fragility of steel structures</td></tr>
<tr><td>Results</td><td colspan="5">✓ 5 SCI journal papers, 1 patent application
• First year
- (1 Journal) Strain rate effect equation of structural steel by nanoindentation
- (2 Journal) Comparison of strain rate effect equations of structural steel by tensile strength tests and nanoindentation experiments respectively

• Second year
- (1 Journal) Structural analysis of steel structures considering strain rate effect for seismic loading
- (1 Journals, 1 Patent) Seismic fragility curves of steel structures considering strain rate effect</td></tr>
<tr><td>Expected Contribution</td><td colspan="5">• The technology to determine strain rate effect equation by nanoindentation is applied to a non-destructive diagnostic methodology to measure strain rate effect of steel structures
• Seismic fragility of steel structures can be diagnosed by structural analysis based on strain rate effect equations of steel
• Seismic fragility of steel structures can be used as a maintenance index for service life of steel structures
• Strain rate effect of steel should be considered for a design of steel structures subjected to impact or seismic loadings
• An algorithm to diagnose seismic fragility of steel structures is a basic key technology for seismic design of steel structures
• Efficient utilization of resources is possible by avoiding excessive seismic design with the seismic design of steel structures including strain rate effect of steel</td></tr>
<tr><td>Keywords</td><td>Nanoindentation</td><td>Fragility</td><td>Strain rate effect</td><td>Seismic</td><td>Steel structure</td></tr>
</table>

〈 CONTENTS 〉

Chapter 1. INTRODUCTION ····· 12

Section 1. Purpose ····· 12

1. Background ····· 12

2. Definition of technology ····· 13

Section 2. Need ····· 15

Section 3. Scope ····· 15

1. Stage ····· 15

2. Goal ····· 16

Chapter 2. Status of domestic and overseas technology development ····· 22

Section 1. Research trends and academic achievements in related fields ····· 22

1. National Research and Development Project ····· 22

2. Research Trends and Academic Flow Analysis in Domestic and Foreign Related Fields ····· 24

Section 2. Patent Trends Related to Domestic and Foreign ····· 25

Section 3. Domestic and overseas market analysis and industry trend ····· 27

Section 4. Concluding Remarks ····· 28

Chapter 3. Research performance and achievements ····· 29

Section 1. Detailed contents of research results ····· 29

1. Flow chart ····· 29

2. Details of research by research and development stage ····· 30

Section 2. Contents of step-by-step research ····· 31

1. Major Research Contents ····· 31

Chapter 4. Achievement of goal and contribution to relevant field ····· 75

Section 1. Goal Achievement ····· 75

1. Research performance targets and performance indicators ····· 75

2. Achievement of research and development goal ····· 78

Section 2. Contribution of related field ····· 81

1. Core Achievements ····· 81

Chapter 5. Plan to utilize R & D achievements ····· 83

Section 1. Use of research results ····· 83

Section 2. Benefit ····· 84

1. Technical aspects ····84
2. Economic and industrial aspects ····85
3. Social aspect ····85
Chapter 6. Overseas science and technology information collected during the research process···· 86
Section 1. Nano indentation data analysis ····86
1. Nano indentation overseas journals data analysis ····86
2. Nano indentation development status analysis ····87
Chapter 7. Security rating of R & D achievement···· 88
Section 1. Classification of Security Classes ····88
Section 2. Reason for decision ····88
Chapter 8. Status of research facilities and equipment registered in the National Science and Technology Comprehensive Information System···· 89
Chapter 9. Implementation of safety measures in laboratories due to R & D tasks···· 90
Section 1. Laboratory safety measures implementation plan ····90
1. Laboratory safety inspection system and implementation ····90
2. Education training ····90
Section 2. Research facilities and import declaration status ····91
Chapter 10. Representative research achievements of R & D tasks····92
Chapter 11. Others···· 94
Chapter 12. References···· 95
Appendix···· 96

〈 목 차 〉

제1장. 연구개발과제의 개요 ····· 12

1절. 연구개발 목적 ····· 12

1. 연구개발의 배경 ····· 12

2. 기술의 정의 ····· 13

2절. 연구개발의 필요성 ····· 15

3절. 연구개발 범위 ····· 15

1. 연구개발 단계 ····· 15

2. 연구개발 목표 ····· 16

제2장. 국내외 기술 개발 현황 ····· 22

1절. 관련 분야의 국내외 연구동향 및 학술적 성과 ····· 22

1. 국가 연구개발사업 유사연구 실적 ····· 22

2. 관련 분야의 국내외 연구동향 및 학술적 흐름 분석 ····· 24

2절. 국내외 관련 기술 특허 동향 ····· 25

3절. 국내외 시장분석 및 산업동향 ····· 27

4절. 종합결론 ····· 28

제3장. 연구 수행 내용 및 성과 ····· 29

1절. 연구성과별 세부추진내용 ····· 29

1. 연구개발 흐름도 ····· 29

2. 연구개발 단계에 따른 세부연구내용 ····· 30

2절. 단계별 연구수행 내용 ····· 31

1. 주요 연구내용 ····· 31

제4장. 목표 달성도 및 관련 분야 기여도 ····· 75

1절. 목표 달성도 ····· 75

1. 연구 성과목표 및 성과지표 ····· 75

2. 연구개발 목표 달성도 ····· 78

2절. 관련 분야 기여도 ····· 81

1. 연구개발 핵심성과 ····· 81

제5장. 연구개발성과의 활용 계획 ····· 83

1절. 연구결과의 활용방안 ····· 83

2절. 기대효과 ····· 84

1. 기술적 측면 ····84
2. 경제적 · 산업적 측면 ····85
3. 사회적 측면 ····85
제6장. 연구 과정에서 수집한 해외 과학기술 정보 ····86
1절. 나노압입 자료 분석 ····86
1. 나노압입 해외 학술지 자료 분석 ····86
2. 나노압입 개발 현황 분석 ····87
제7장. 연구개발성과의 보안등급 ····88
1절. 보안등급의 분류 ····88
2절. 결정사유 ····88
제8장. 국가과학기술종합정보시스템에 등록한 연구시설 · 장비 현황 ····89
제9장. 연구개발과제 수행에 따른 연구실 등의 안전조치 이행 실적 ····90
1절. 연구실 안전조치 이행계획 ····90
1. 연구실 안전 점검 체계 및 실시 ····90
2. 교육 훈련 ····90
2절. 연구시설 및 수입신고 현황 ····91
제10장. 연구개발과제의 대표적 연구 실적 ····92
제11장. 기타 사항 ····94
제12장. 참고 문헌 ····95
부록 ····96

제1장. 연구개발과제의 개요

1절. 연구개발 목적

1. 연구개발의 배경

- 본 연구는 지진에 대한 강구조물의 취약도 진단에 필요한 원천기술 확보를 목적으로 함
- 최근 들어 국내에서 발생한 대규모 지진으로 인해 지진에 의한 구조물의 손상을 진단하는 방법에 대한 관심이 늘고 있음
- 국내의 단단한 지반 특성상 구조물에 가해지는 지진파의 충격은 고주파 (high frequency) 충격으로서, 짧은 시간동안 강구조물에 작용하는 큰 충격은 강재의 변형률 속도효과를 유발할 것임
- 구조용 강재의 기계적 특성에 있어서 작용하중 속도에 따라 강재의 항복강도가 증가하는 변형률 속도효과가 나타남
- 변형률 속도효과 (Strain rate effect)는 강재에 작용하는 하중 속도 (변형률 속도)에 따라 그림과 같이 강재의 미세구조가 다르게 반응하기 때문에 발생하는 것으로 알려져 있음
- 그림과 같이 강재에 작용하는 변형률 속도가 증가할수록 강재 파괴면에 생성되는 미세공극은 감소함
- 이러한 강재 성질에 의한 변형률 속도 효과를 강구조 설계에 반영하기 위해 거시적(macroscale)으로 고려하기 위한 다양한 방법이 제시되었음
- 대표적인 방법은 Cowper와 Symonds가 제안한 식 (1)에 의해 산출된 β를 정적인 하중 재하시의 항복응력에 곱하는 방법임

$$\beta = 1 + \left(\frac{\dot{\epsilon}}{C}\right)^{1/p} \qquad (1)$$

- 식(1)에서 $\dot{\epsilon}$는 재하 하중의 속도에 따른 강재의 변형률 속도이며, C와 p는 매개변수임
- 변형률 속도효과는 강재의 미세구조 변화에 따라 달라질 것이며, 이는 식 (1)에서 예로든 거시적인 지표 β의 변화, 즉 매개변수 C와 p의 변화로 나타날 것임

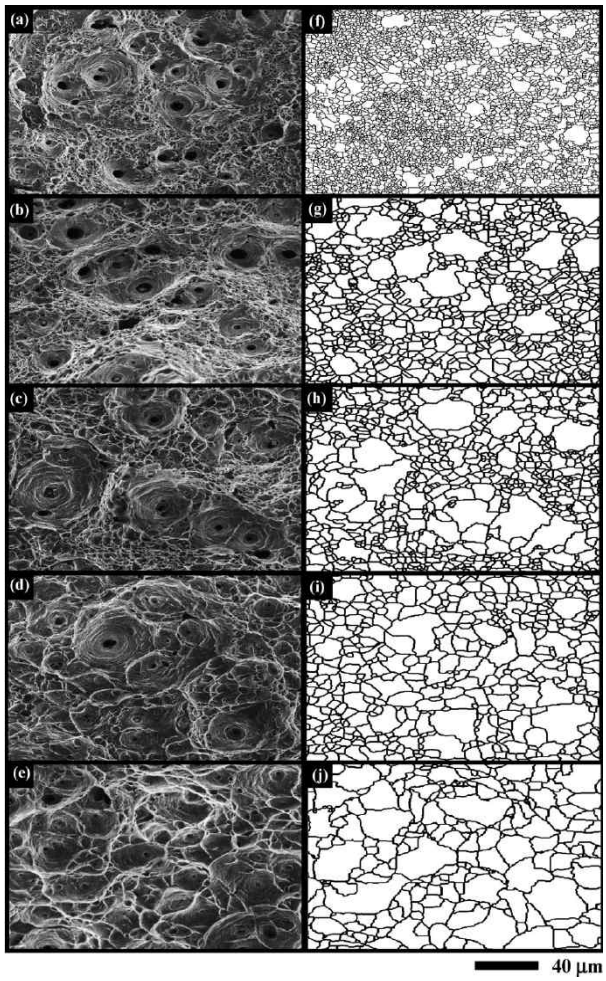


그림1. 변형률 속도 (a) 0.0001, (b) 0.001, (c) 0.01, (d) 0.1 및 (e) $1.0s^{-1}$ 의한 강재 파괴면의 SEM 이미지와 각각에 해당하는 공극망 (f - j)

- 강구조의 사용기간 동안 작용하는 다양한 동적하중(dynamic loads)과 반복하중(cyclic loads)에 의해 강재의 미세구조는 변할 것이며, 이로 인해 동적하중에 대한 강재의 변형률 속도효과 또한 변할 것임

- 결론적으로 본 연구에서는 강구조를 구성하는 강재의 변형률 속도효과를 나노압입으로 측정하고, 지진하중에 대한 변형률 속도효과를 고려한 구조해석을 수행함으로써 지진에 대한 강구조의 취약도를 진단할 수 있는 기법을 개발하고자 함
- 본 연구의 개요를 아래 그림에 나타내었음

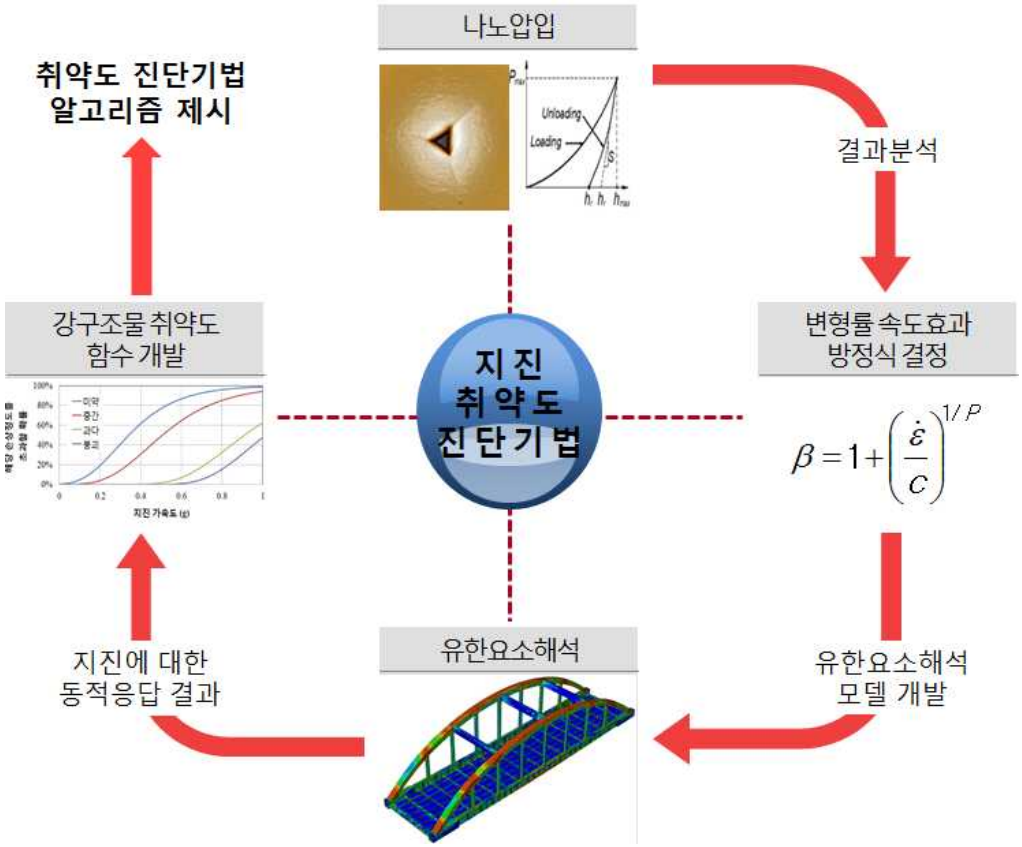


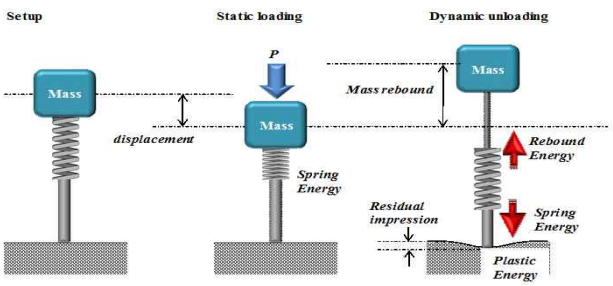
그림2. 연구개요

2. 기술의 정의

- 표면경도를 이용하여 재료의 기계적 성질을 규명하는 기법을 압입(indentation)기법이라고 함
- 건설 분야에서 우리에게 가장 친숙한 압입기법은 아래 그림과 같이 슈미트 햄머를 이용하여 콘크리트의 강도를 측정하는 것임. 슈미트 햄머를 이용한 압입기법은 동적인 하중을 재하하여 표면경도와 강도사이의 관계를 이용하여 강도를 측정하는 방법임



(a)슈미트 햄머를 이용한 강도측정



(b)측정원리

그림3

- 나노압입기법은 Sub-micron 범위에서 다른 기계적 실험 방법과 비교했을 때 매우 작은 흔적만 남기는 비파괴 검사법이며, 나노압입 결과를 분석하여 재료의 탄성계수, 경

도, 항복강도, 경화계수를 산정할 수 있음

- 따라서 구조용 강재를 구성하는 미세구조인 페리트(ferrite), 펄라이트(pearlite), 시멘타이트(cementite)의 탄성계수, 항복강도 등을 산출할 수 있으며, 이러한 결과를 분석하여 강재의 기계적 특성을 도출할 수 있음

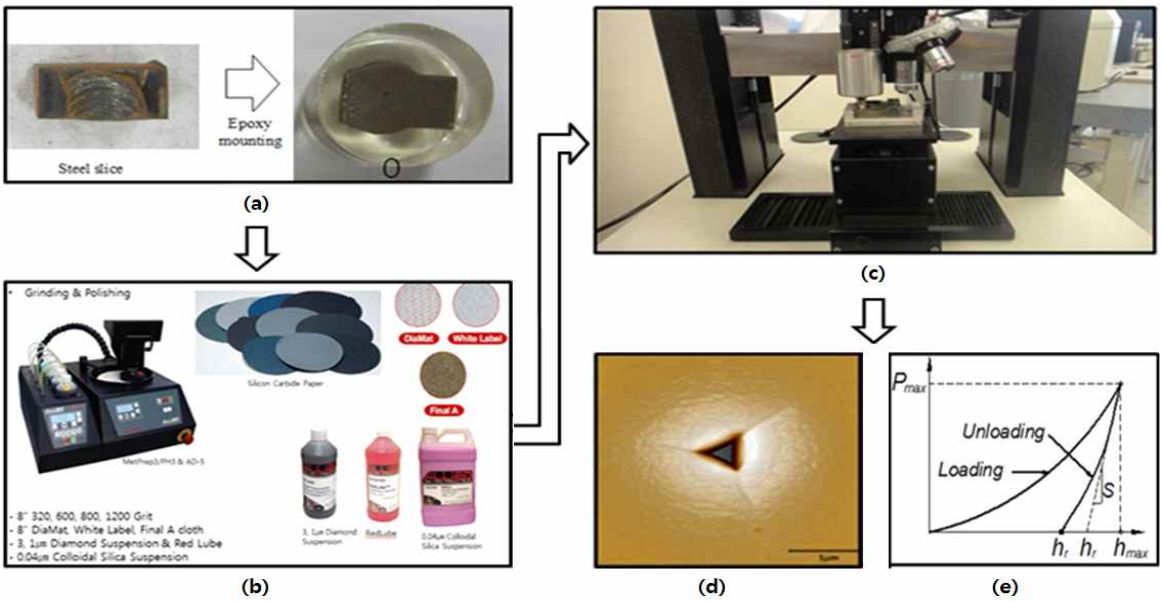


그림4. 나노압입기법 (a) 샘플 준비 (b) 샘플 연마 (c) 나노압입 실험 (d) 압흔 (e) P-h 곡선 도출

- 아래 그림과 같이 지진에 대한 구조물의 취약도 함수 (fragility curve)는 작용하는 지진하중의 크기(가속도)에 따른 구조물의 특정 손상 (붕괴, 과다손상, 미약한 손상 등) 확률을 나타냄
- 지진 가속도에 대한 구조해석을 바탕으로 취약도 함수 (fragility curve)가 결정되므로, 특정 구조물의 취약도 함수는 구조물의 진단을 위한 손상지표로 활용할 수 있음

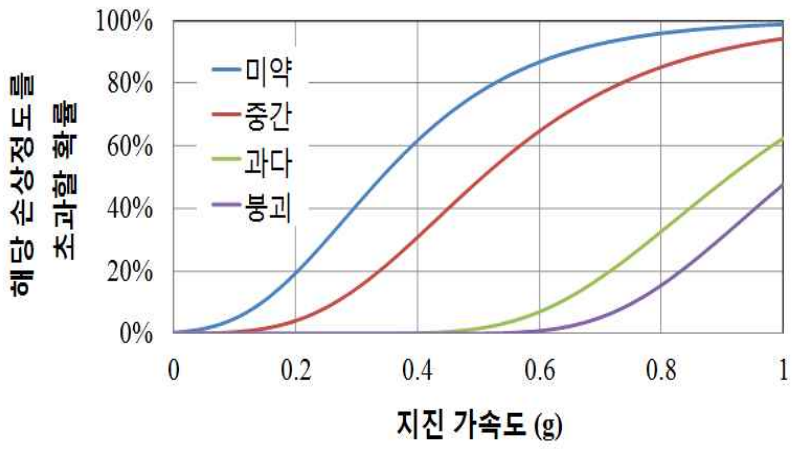


그림5. 지진가속도에 따른 구조물의 취약도 함수

2절. 연구개발의 필요성

- 나노압입기술은 재료의 기계적 물성치를 측정하기 위한 방법의 하나로 측정의 간편함과 시편 준비의 편리함 때문에 현재 가장 널리 사용되고 있음
- 미소소재 즉, 특성 길이가 1μm 이하인 주조물은 인장실험용 시편을 제작하기가 매우 어려움
- 미소소재에 대한 인장 실험용 시편을 만들기 위해서는 MEMS 제작에서 이용되는 미소 가공기술을 적용하지만 제작하고자 하는 시편의 크기, 형상, 재료에 따라 많은 노력과 비용을 필요로 함
- 반면 압입기술은 실험 방법이 매우 간단하고 시편 형상에 대한 제약이 거의 없으므로 각종 코팅 소재, 반도체 및 MEMS 등에서 사용되는 미소 소재 등에 활발하게 적용되고 있음
- 나노기술을 이용한 재료의 기계적 성질 산정 기법은 이론적 측면과 실험적 측면에서 검증이 된 단계이므로, 지금이야말로 건설 분야에 사용되는 구조용 강에 대한 기계적 성질 산정에 적합한 나노기술의 원천기술 개발의 최적 시기임
- 향후 장비개발을 통해 구조물의 진단기술로 확장하고자 함

3절. 연구개발 범위

1. 연구개발 단계

- 본 연구는 나노압입에 의한 구조용 강재의 변형률 속도효과 방정식 도출기법 및 지진에 대한 강구조의 취약도 진단기법을 개발하는 것으로써 공법·기법 유형에 해당함
- 구조용 강재에 나타나는 변형률 속도효과 (Strain rate effect)를 파악하여 강구조물의 지진에 대한 취약도를 진단하는 기법 개발을 위해 실험적 연구를 수행할 것으로써 연구개발 단계를 TRL 3으로 설정하였음

구분		연구 착수	연구 종료	단계별 설명
기초연구 단계	TRL 1	☐	☐	TRL 1 이론적 연구단계
	TRL 2	☐	☐	TRL 2 기술적 개념정립 단계
실험 단계	TRL 3	☑	☑	TRL 3 실험적 증명 단계
	TRL 4	☐	☐	TRL 4 실험실 성능평가 단계
시작품 단계	TRL 5	☐	☐	TRL 5 유사환경 시험 단계
	TRL 6	☐	☐	TRL 6 유사환경 기술시범 단계
실용화 단계	TRL 7	☐	☐	TRL 7 실제환경 시작품 데모 단계
	TRL 8	☐	☐	TRL 8 시제품 설치 및 성능시험 단계
사업화 단계	TRL 9	☐	☐	TRL 9 현장적용/사업화 단계

2. 연구개발 목표

가. 최종목표

구분	내용
최종 목표	• 나노압입 실험으로 구조용 강재에 나타나는 변형률 속도효과 (Strain rate effect)를 파악하여 강구조물의 지진에 대한 취약도 진단기법 개발
세부 목표	• 나노압입에 의한 구조용 강재의 변형률 속도효과 방정식 도출기법 개발 • 변형률 속도효과를 고려한 강구조의 지진에 대한 취약도 진단기법 개발

나. 연차별 연구개발 목표 및 내용

(1) 연구목표 및 내용

연차	연구목표	주요연구내용
1차 년도	• 나노압입에 의한 구조용 강재의 변형률 속도효과 방정식 도출기법 개발	- 나노압입에 의한 구조용 강재의 변형률 속도효과 방정식 결정 - 나노압입에 의한 구조용 강재의 변형률 속도효과 방정식 검증
2차 년도	• 변형률 속도효과를 고려한 강구조의 지진에 대한 취약도 진단기법 개발	- 강재의 피로도와 변형률 속도효과 관계 정립 - 변형률 속도효과를 고려한 강구조물의 해석 - 변형률 속도효과를 고려한 강구조의 지진에 대한 취약도 함수 결정

(2) 1차년도 주요 연구내용

■ 개발목표: 나노압입에 의한 구조용 강재의 변형률 속도효과 방정식 도출기법 개발

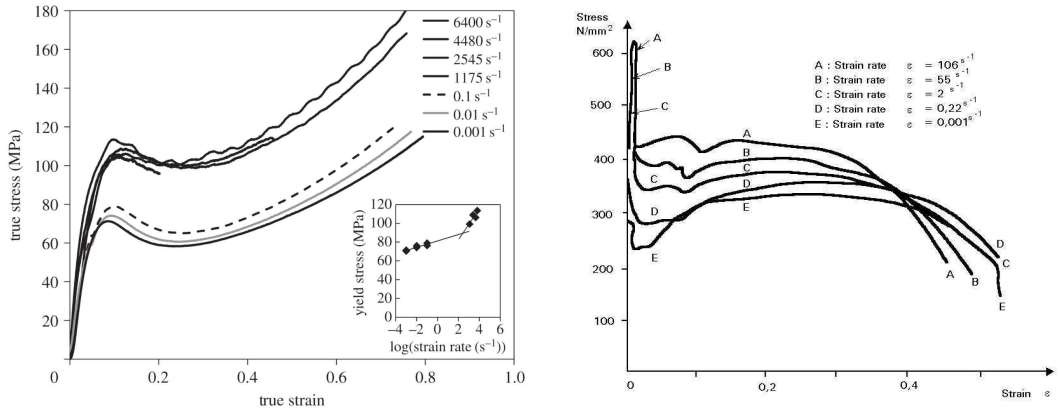
✓ 주관연구기관 (세종대학교): 나노압입에 의한 구조용 강재의 변형률 속도효과 방정 식 결정 및 검증

✓ 위탁연구기관 (경남대학교): 나노압입 결과와 변형률 속도효과 방정식의 상관관계 수립

■ 개발 내용 및 범위

✓ 주관연구기관 (세종대학교)

- 구조용 강재에 나타나는 변형률 속도효과는 다음 그림과 같이 변형률 속도가 증가할수록 강재의 항복응력이 증가함



(a)진응력-변형률 곡선 (b)항복 후 거동

그림6. 강재에 나타나는 변형률 속도효과

- 나노압입 실험 시 압입 속도를 달리하여 구조용 강재에 대한 실험을 수행하고, 선행연구에서 개발한 기법을 활용하여 각각의 압입 속도에 따른 강재의 탄소성 특성을 도출할 것임
- 나노압입 실험으로부터 도출한 결과를 바탕으로 변형률 속도효과를 고려하는 매개변수(예; Cowper Symonds model의 경우에 대한 매개변수 C와 p)와 나노압입 실험결과에 대한 무차원식을 수립할 것임
- 유한요소해석을 이용하여 수립한 무차원식 계수를 결정하며, 결정된 식을 활용하여 나노압입 실험결과로부터 변형률 속도효과를 고려하는 매개변수를 결정할 수 있음
- 본 연구실에서는 그림과 같이 나노압입 실험에 대한 유한요소해석모델을 개발하여, 차원해석 결과의 벤치마킹 연구를 수행하였음

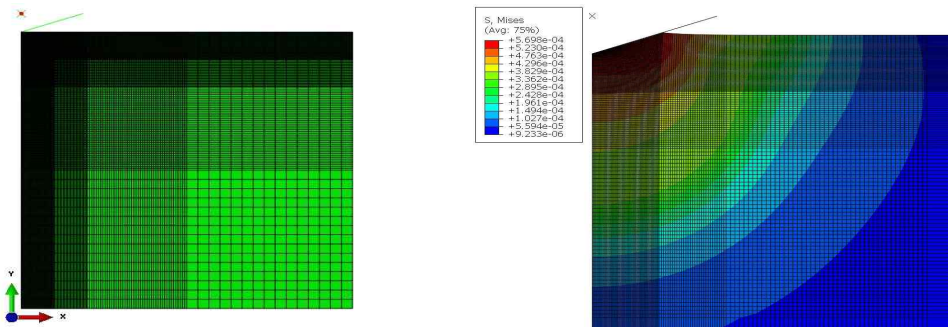
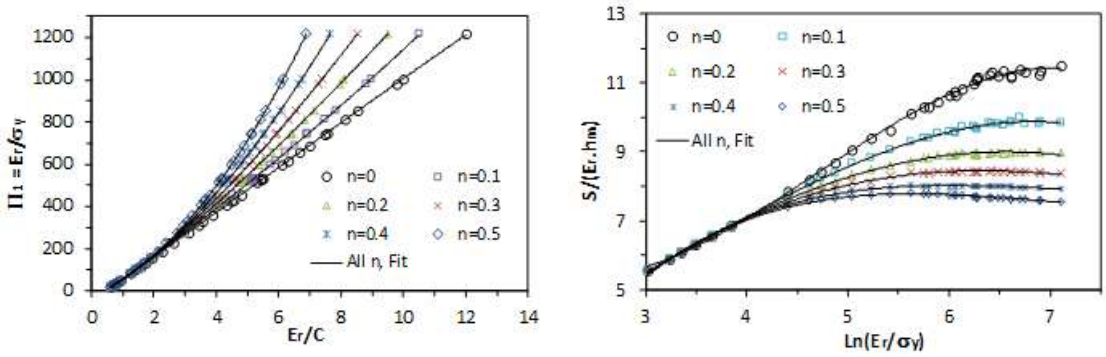


그림7. 나노압입 실험의 유한요소해석모델



(a) (b)

그림8. 유한요소해석결과로 결정된 무차원 함수

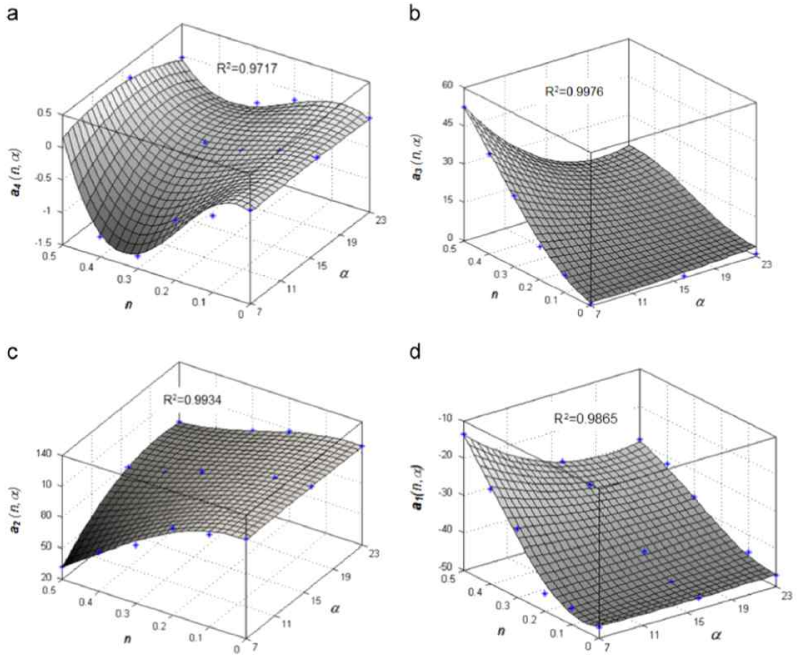


그림9. 회귀분석에 의한 무차원 함수의 계수 결정

✓ 위탁연구기관 (경남대학교)

- 나노압입에 의한 하중 재하시 탄성과 소성변형이 함께 일어나므로, 나노압입 속도 v1에 따른 나노압입의 가력(loading)곡선 P = D1h2은 재료의 탄성계수, 변형률 속도 $\dot{\epsilon}_1$에서의 항복응력, 경화지수 (n)의 함수로 가정할 수 있고, 다음과 같은 무차원 함수 Π1으로 표현할 수 있음

$$\frac{E_r}{D_1} = \Pi_1\left(\frac{E_r}{\beta_1\sigma_y}, n\right)$$

- 마찬가지로, 제력(unloading)곡선의 초기 접촉강성 S1은 재료의 탄성계수와 압입기와 강재가 접촉하는 면적의 넓이 Ac의 함수이며 접촉면적 Ac는 최대압입깊이와 압입하중의 함수로 재료의 소성 성질과 관련이 있고, 이들의 관계는 차원해석에 의해 다음과 같은 무차원 함수 Π2로 표현할 수 있음

$$\frac{S_1}{E_r h_m} = \Pi_2\left(\frac{\beta_1\sigma_y}{E_r}, n\right)$$

- 나노압입 속도를 달리하여 변형률 속도효과를 결정할 수 있음

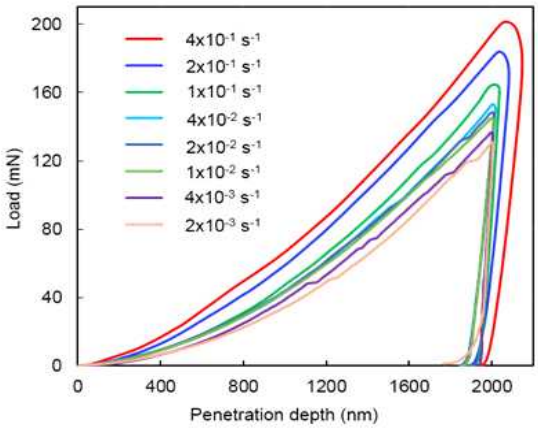


그림10. 변형률 속도에 따른 하중-변위 곡선

(3) 2차년도 주요 연구내용

■ 개발목표: 변형률 속도효과를 고려한 강구조의 지진에 대한 취약도 진단기법 개발

✓ 주관연구기관 (세종대학교): 변형률 속도효과를 고려한 강구조물의 해석

✓ 위탁연구기관 (경남대학교): 강구조의 지진에 대한 취약도 진단기법 개발

■ 개발 내용 및 범위

✓ 주관연구기관 (세종대학교)

- 변형률 속도효과는 그림과 같이 강재의 미세구조가 다르게 반응하기 때문에 나타나므로, 강재를 사용하는 동안 강재의 피로도에 따라 강재의 변형률 속도효과가 변할 것임
- 지진하중에 대한 강구조의 변형률 속도효과를 고려한 구조해석을 수행함으로써 강구조의 지진에 대한 취약도를 진단할 수 있음

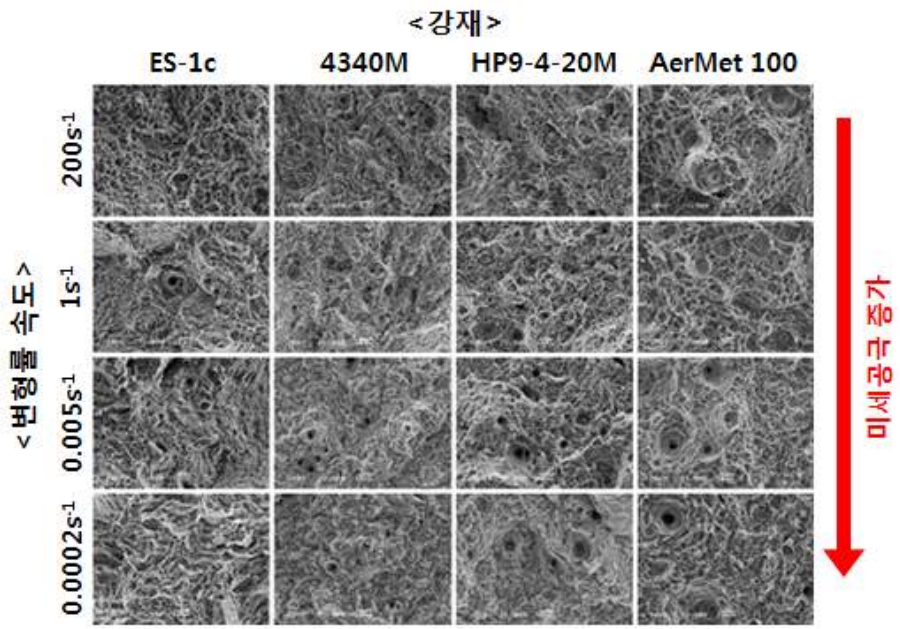


그림11. 변형률 속도에 따라 공극의 크기가 다른 강재의 인장 파괴면 SEM 이미지

- 변형률 속도효과를 고려한 강구조물의 유한요소해석 모형을 개발할 것임
- 본 연구실에서는 그림과 같이 동적인 하중을 고려하여 다양한 강구조의 유한요소해

석을 수행하였음



그림12. 충돌하중에 대한 유한요소해석

- 변형률 속도효과 방정식의 계수 변화에 따른 강구조물의 구조거동 민감도를 분석할 것임
- 가속도 크기가 다른 지진하중에 대한 강구조물의 유한요소해석을 수행할 것임

✓ 위탁연구기관 (경남대학교)

- 지진하중에 대한 강구조물의 취약도 함수를 개발할 것임
- 변형률 속도효과 방정식의 계수 변화에 따른 지진 취약도 함수 변화를 분석할 것임
- 지진에 대한 취약도 진단기법 알고리즘을 제시할 것임
- 강구조의 피로도가 증가함에 따라 변형률 속도효과는 감소할 것으로 예상되며, 이로 인해 지진에 대한 취약도가 변화할 것임
- 예를 들어, 그림과 같이 동일한 크기의 지진에 대한 강구조의 중간손상을 초과할 확률은 강구조의 피로도에 따라 증가할 것임

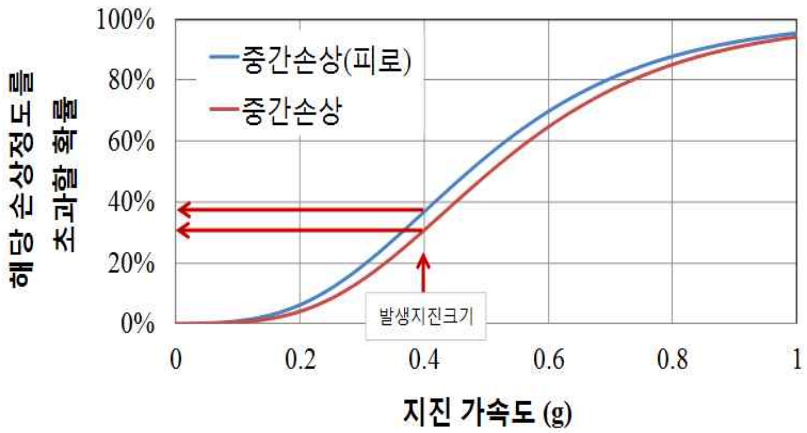
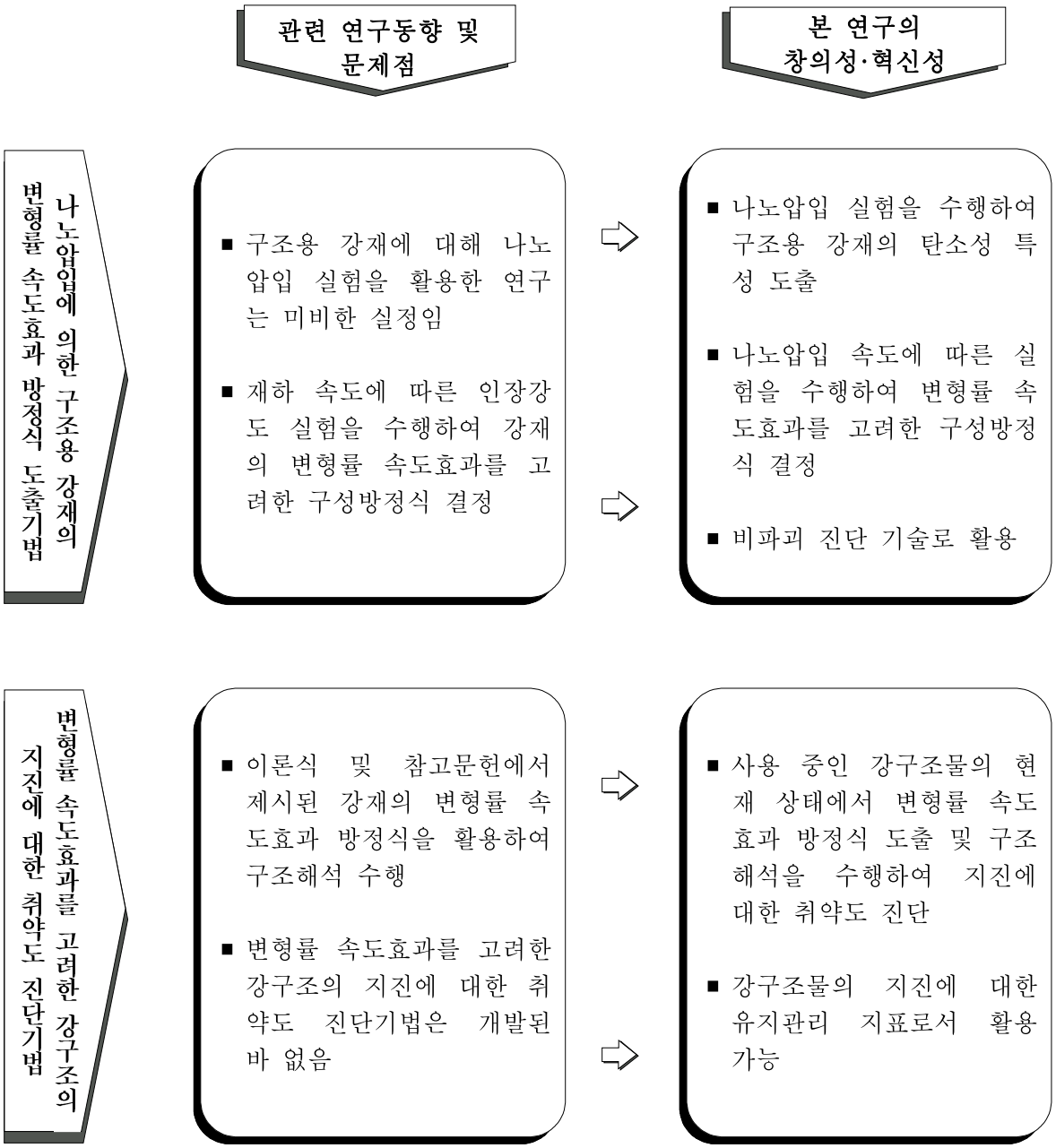


그림13. 강재의 피로도에 따른 강구조의 취약도 변화

다. 연구개발의 창의성 · 혁신성



제2장. 국내외 기술 개발 현황

1절. 관련 분야의 국내외 연구동향 및 학술적 성과

1. 국가 연구개발사업 유사연구 실적

가. 연구개발과제의 중복방지를 위한 조사 및 검토결과

- 나노압입 관련 국내에서 수행된 연구 과제를 자체적으로 조사한 결과는 아래 표와 같음
- 본 연구실에서 수행 중인 선행 연구를 포함하여 총 6개로 조사되었으며, 선행 연구 관련 내용은 '나. 선행 연구 내용 및 결과'에 수록하였음
- 6개 과제 모두 나노압입과 관련된 연구내용을 포함하고 있으나 본 연구에서 제시하고 있는 구조용 강의 변형률 속도효과 도출 및 지진에 대한 취약도 진단 내용은 포함되어 있지 않음. 따라서 구조용 강의 변형률 속도효과에 따른 강구조의 거동에 대한 연구가 필요함

(단위 : 억원)

부처명	사업명	과제명	예산	비 고
국토교통부	국토교통기술촉진연구사업	나노압입을 이용한 구조용 강재 용접부의 미세구조 파악 및 정량적 건전성 지표 개발 연구 (2015년 ~ 2017년)	4.00	선행 연구
교육과학기술부	중견연구자지원사업	나노소재 국부 고유 역학특성 평가를 위한 이론/실험/수치해석 융합기술 (2009년 ~ 2012년)	3.87	
교육과학기술부	국가연구개발사업	10nm급 측정 원천기술 개발 (2008년 ~ 2012년)	20.52	
교육과학기술부	중견연구자지원사업	신 모델링 기법에 의한 미세조직 및 물성예측기술 개발 (2007년 ~ 2012년)	10.12	
과학기술부	21C 프론티어연구개발사업	50nm급 나노 공정 측정 및 평가기술개발 (2005년 ~ 2008년)	6.58	
과학기술부	핵심연구개발사업	MEMS 엑츄에이터 신뢰성 설계기술 (2004년 ~ 2007년)	6.65	

나. 선행연구 과제

부처명	사업명	과제명	예산	비 고
국토교통부	국토교통기술 촉진연구사업	나노압입을 이용한 구조용 강재 용접부의 미세구조 파악 및 정량적 건전성 지표 개발 연구	4억원 / 2년	

- 본 연구실에서는 “나노압입을 이용한 구조용 강재 용접부의 미세구조 파악 및 정량적 건전성 지표 개발 연구”를 수행 완료함
- 선행 연구의 최종목표는 피로도와 잔류응력을 고려한 용접연결부의 건전성을 정량적으로 검증할 수 있는 건전성 지표를 개발하는 것이며, 연차별 목표 및 그에 따른 핵심성과와 실적을 아래 표에 나타내었음

연차	연구목표	주요연구내용 및 핵심성과	실적
1차 년도	나노압입에 의한 구조용 강재의 미세구조 및 기계적 성질 도출기법 개발	• 나노압입에 의한 구조용 강재 용접부의 미세구조 구성성분비 파악기법 개발	• SCI논문 1건 (International Journal of Mechanical Sciences, IF:2.481)
		• 나노압입에 의한 구조용 강재의 탄성계수, 항복응력, 경화지수 도출기법 개발	• SCI논문 1건 (JOURNAL OF CONSTRUCTIONAL STEEL RESEARCH, IF:1.702)
2차 년도	피로도와 잔류응력에 따른 미세구조 파악 및 용접연결부의 정량적 건전성 지표 개발	• 구조용 강재의 잔류응력에 따른 강재 미세구조의 특성변화 파악	• 특허 등록 1건 • SCI논문 1건 (International Journal of Mechanical Sciences, IF:2.481)
		• 구조용 강재 용접부의 피로상태에 따른 강재 미세구조의 특성변화 파악	• 특허 등록 1건
		• 피로도와 잔류응력을 고려한 용접연결부의 정량적 건전성 지표 개발	• SCI논문 1건 (Materials Science and Engineering A-Structural Materials Properties Microstructure and Processing, IF:2.647)

다. 연구개발과제의 차별화 방안

- ‘나. 선행연구 과제’에서 언급한 바와 같이 나노압입을 이용하여 구조용 강재의 미세구조 구성 성분비를 파악하고 구성방정식을 도출하는 기법을 선행연구에서 개발하였음. 본 연구에서는 선행 연구에서 도출된 기법을 응용하여 변형률 속도효과 방정식을 도출함
- 선행연구의 결과로 피로도와 잔류응력을 고려한 용접연결부의 정량적 건전성 지표를 개발하였음. 본 연구에서는 나노압입으로 변형률 속도효과 방정식을 도출하고, 이를 사용하여 동적인 지진 하중에 대한 강구조물의 구조해석을 통해서 강구조물의 지진에 대한 취약도를 진단함
- 본 연구는 나노압입과 관련된 선행연구 수준에 머무르는 것이 아니라 선행연구에서 도출된 결과를 활용하여 진일보하는 연구임
- 또한 본 과제와 관련하여 국토교통부 소관 및 타 부처 연구개발사업으로 기 수행되었거나 수행 중인 유사과제 중복여부 조사 및 검토 결과, 유사하거나 중복되는 과제가 전혀 없는 것으로 나타났음. 나노기술의 적용이 세계적으로 확대되고 심도 있게 진행되고 있는 현실을 고려할 때, 건설분야에도 나노 기술과 관련된 원천기술의 확보가 시급한 실정임
- 기존 내진성능평가 시 강재의 변형률 속도효과를 고려하지 않음
- 본 연구는 나노압입 실험으로 강재의 변형률 속도효과를 도출하고 변형률 속도효과를 고려한 지진 취약도 진단기법 개발을 하여 기존의 기술과 차별화됨

2. 관련 분야의 국내외 연구동향 및 학술적 흐름 분석

- 나노기술은 물질을 나노미터 크기의 범주에서 조작·분석하고 이를 제어함으로써 새롭거나 개선된 물리·화학·소자 또는 시스템을 창출하는 과학기술임
- 미국 및 유럽에서 에너지 관련 나노기술분야 정부 투자가 지속적으로 확대되고 있으며 중국, 러시아 등의 신흥국에서도 국가차원의 나노기술전략을 수립하고 동 분야 정부투자를 지속적으로 확대하고 있음
- 특히 미국의 경우 측정/장비/표준을 포함하는 나노 응용 연구 분야에 대부분의 연구가 집중되어 있음
- 중국의 경우 ‘09년 국가자연과학기금위원회(NSFC)는 나노제조 기초연구분야에 육성항목 36개과제, 중점지원분야 6개 과제에 대해 총 3,396만 위안을 집중투자하고 있음
- 한국의 경우 교과부는 ‘09년 1,246억 원에서 매년 10% 증액을 추진하였으며, 지경부는 ’09년 100억 원, 환경부는 ‘10년부터 5년간 200억 원을 투자 중에 있음
- 나노압입에 대한 연구분야는 주로 신소재 개발과 장비개발 위주로 진행되고 있으며, 향후 보다 사용이 편리한 소형화된 나노압입 장비의 개발이 실현될 것임
- 향후 강재 연결부의 비파괴 검사 기법의 일환으로 나노압입을 사용할 경우 본 연구의 결과가 매우 중요한 원천기술로 사용될 것임

2절. 국내외 관련 기술 특허 동향

- 나노압입을 활용한 구조용 강의 변형률 속도효과 도출 및 지진에 대한 취약도 진단 관련 국내 특허는 없음
- 기타 나노압입에 관련된 국내특허는 6건으로 집계되었으며 아래 표에 정리하였음

특허제목	출원년도
시험체의 잔류응력 도입장치	2016
나노경도 기준시편을 이용한 나노압입시스템 분석방법, 이를 이용한 나노압입시스템 교정방법, 나노압입시스템 및 기록매체	2014
나노인덴터	2008
나노 압입 실험 기능을 갖는 AFM 캔틸레버	2004
압입실험을 통한 나노박막의 두께측정방법	2003
외부하중이 인가된 시편의 나노인덴테이션용 실험 치구	2003

- 미국 및 유럽에서 에너지 관련 나노기술분야 정부 투자가 지속적으로 확대되고 있으며 중국, 러시아 등의 신흥국에서도 국가차원의 나노기술전략을 수립하고 동 분야 정부 투자를 지속적으로 확대하고 있음
- 특히 미국의 경우 측정/장비/표준을 포함하는 나노 응용 연구 분야에 대부분의 연구가 집중되어 있음
- 중국의 경우 '09년 국가자연과학기금위원회(NSFC)는 나노제조 기초연구분야에 육성항목 36개 과제, 중점지원분야 6개 과제에 대해 총 3,396만 위안을 집중투자하고 있음
- 나노압입에 대한 연구분야는 주로 신소재 개발과 장비개발 위주로 진행되고 있으며, 향후 보다 사용이 편리한 소형화된 나노압입 장비의 개발이 실현될 것임
- 향후 강구조의 취약도 진단을 위한 비파괴 검사 기법의 일환으로 나노압입을 사용할 경우 본 연구의 결과가 매우 중요한 원천기술로 사용될 것임
- 나노압입을 활용한 구조용 강의 변형률 속도효과 도출 및 지진에 대한 취약도 진단 관련 국외 특허는 없는 것으로 조사되었음
- 기타 나노압입에 관련된 국외특허는 미국 9건, 중국 5건, 대만 4건으로 집계되었으며 다음 표에 정리하였음

출원국	특허제목	출원년도
미국	Hard aluminum oxide coating for various applications	2015
	Actuatable capacitive transducer for quantitative nanoindentation combined with transmission electron microscopy	2010
	Nanoindenter	2010
	Micromachined comb drive for quantitative nanoindentation	2009
	Device and method for optical nanoindentation measurement	2008
	Nanoindentation surface analysis method	2008
	Nanoindenter tip for uniaxial tension and compression testing	2007
	Nanoindentation surface analysis tool and method	2006
	MEMS nanoindenter	2005
중국	Power law creep stress index testing method based on nanoindentation steady-state process	2014
	Nanoindentation test desk and experimental method for interfacial shear force of carbon fiber composite	2012
	Precise nanoindentation test device	2011
	Nanoindentation/cutting test device	2011
	AFM (Atomic Force Microscope)-based device for performing nanoindentation measurement on surface of microparticle	2010
대만	Improvement method for measurement error caused by sink-in phenomenon of nanoindentation	2014
	Process for determining viscous, elastic, plastic, and adhesive (VEPA) properties of materials using AFM-based or conventional nano-indentation	2008
	Improved device for nanoindentation system	2007
	Auxiliary apparatus of specimen carriage for nanoindenter	2007

- 영국 Cientifica Ltd.의 조사에 따르면, 2011년 나노기술에 대한 전 세계의 정부투자액은 650억 달러였으며 2014년에 1,000억 달러까지 증가할 것으로 예상함

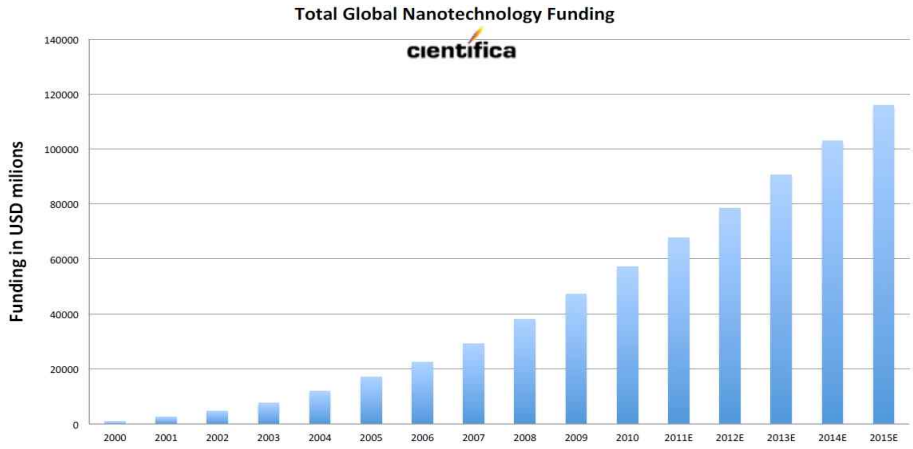


그림 14. 나노기술에 대한 전 세계의 투자액 (Cientifica Ltd 2011)

- 미국의 경우, NNI Signature Initiative 발표를 통해 나노기술 분야의 글로벌 리더십 확보 및 산업화 연계 촉진을 위한 원천연구 투자가 증가하는 추세이며, 2013년 나노기술에 대한 미국 정부의 투자액 17.6억 달러 중 나노스케일 장비 및 시스템 분야가 23%를 차지하였음

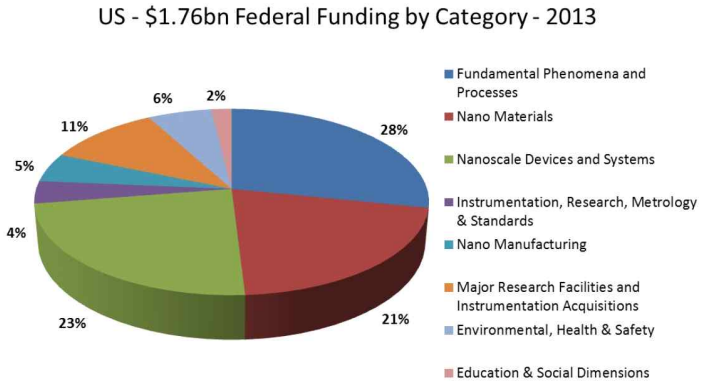


그림 15. 미국 정부의 나노기술 분야별 투자비중 [NNI (Nano.Gov Web Site)]

- 일본에서는 지난 2001년부터 제2기 과학기술기본계획 (2001~2005년)에 이어 제3기 과학기술기본계획 (2006~2010)의 중점 분야 중 하나로 나노기술을 선정하고 전략적인 국가투자를 실시하고 있음. 일본 정부의 나노기술 투자 예산은 2006년 762억 엔에서 2010년 1,128억 엔으로 연평균 10%씩 증가하였으며, 이는 동기간 중 미국 (8.1%)의 예산 증가율보다 높은 수치임
- 국내의 경우, 2012년도 나노기술 분야에 대한 정부투자액 총 2,834억 원 중 기술 분류별 비중은 나노소재 29%, 나노소자 21%, 에너지·환경 15%, 나노바이오 11%를 차지하였으며, 본 연구에서 개발할 기술을 포함하는 나노공정·장비·측정 분야는 24%의 비중을 차지하였음

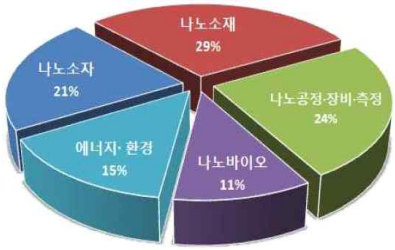


그림 16. 2012년 나노기술 분야별 정부투자 비중 (2013년도 나노기술발전시행계획)

- 2013년 1월 기준, 국내 230개의 나노관련기업을 대상으로 조사·분석한 결과 나노소재 기업이 59.1%로 가장 많았으며, 나노공정·측정·장비 기업은 27%의 비중을 차지하였음. 그 외 나노바이오 6.5%, 나노소자 3.9%, 나노에너지·환경 3.5% 순으로 확인되었음

4절. 종합결론

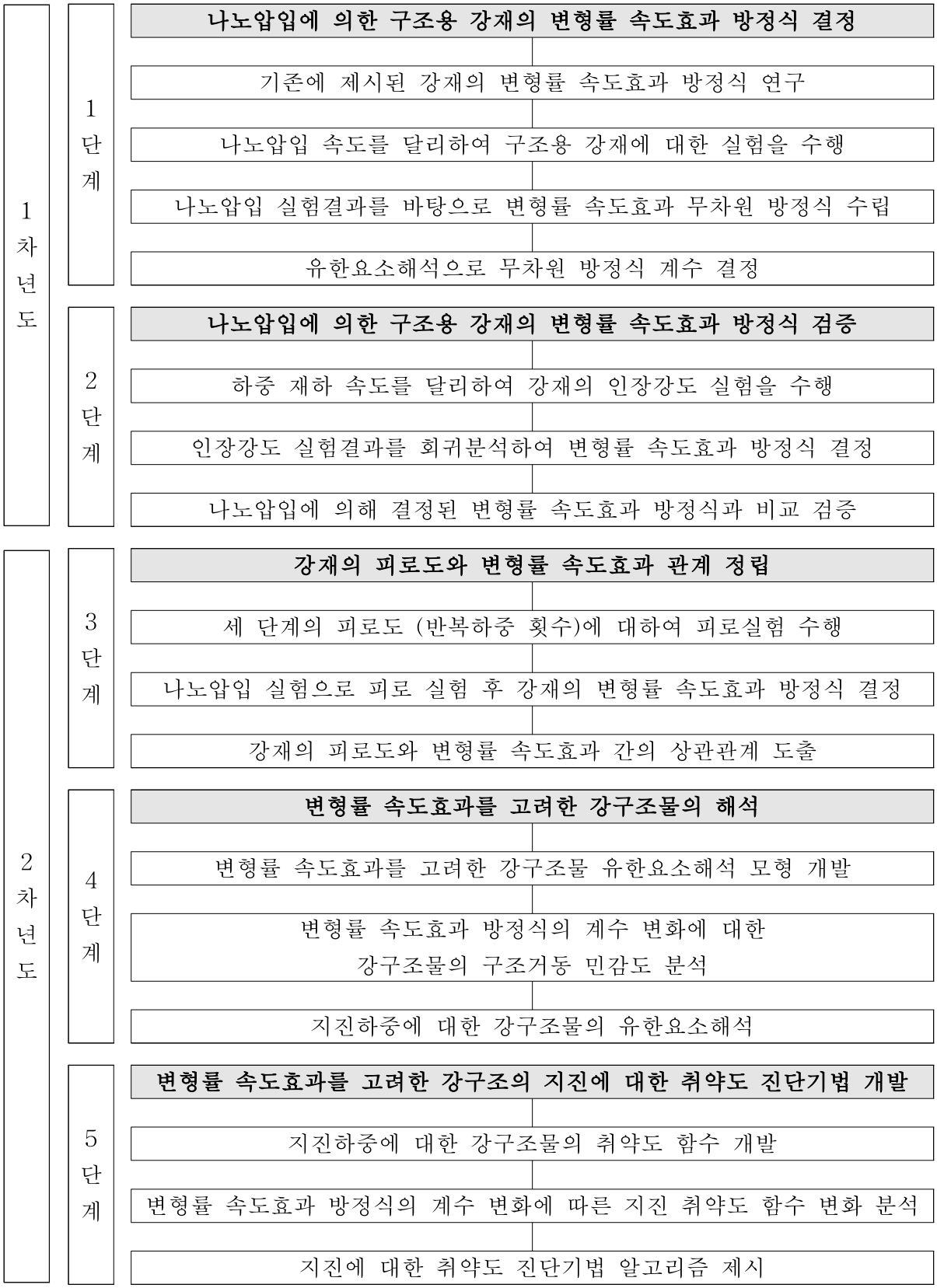
- 다양한 공학 분야에서 나노기술의 필요성이 대두되고 있으며, 국내뿐만 아니라 세계적으로도 나노기술에 대한 투자와 관심이 지속적으로 확대되고 있음
- 나노기술에 의해서 기존에는 수행할 수 없었던 다양한 형태의 실험들이 마이크로 단위에서 수행되고 있음
- 건설 분야에도 나노압입과 나노스크래치등의 나노기술의 사용과 카본나노튜브, 나노실리카등의 나노소재를 이용하려는 노력이 급증하고 있음
- 건설 분야에 적용 가능한 나노기술 관련 원천기술의 확보가 시급한 실정임

제3장. 연구 수행 내용 및 성과

1절. 연구성과별 세부추진내용

1. 연구개발 흐름도

- 본 연구는 실험적 증명 단계로써, 연구개발 흐름도는 아래와 같음



2. 연구개발 단계에 따른 세부연구내용

기간	단계별 주요 연구활동	세부추진내용
1단계 ('17.06 -'17.09)	기존에 제시된 강재의 변형률 속도 방정식 연구	• 변형률 속도 방정식 자료 조사 • 나노압입 결과의 활용법 연구 • 기존의 변형률 속도효과 방정식 연구 • 항복강도에 대한 변형률 속도효과 방정식 연구
	나노압입 속도를 달리하여 구조용 강재에 대한 실험을 수행	• SM490 강재 나노압입 시편제작 (수압절단) • 실온에서 $0.001s^{-1}$에서 $0.4s^{-1}$까지 다른 변형률 속도로 나노압입 수행
	나노압입 실험결과를 바탕으로 경도 및 하중-변위 곡선에 대한 변형률 속도효과 조사	• 변형률 속도가 경도에 미치는 영향은 강재의 변형률 속도 민감도를 측정하여 평가함 • 압입 파라미터, 경도, 항복강도 및 가공경화에 기초하여 결정
	유한요소해석 및 회귀분석을 통한 무차원 방정식 계수 결정	• 유한요소해석을 이용하여 시뮬레이션함 • 압입실험은 2축 대칭 유한요소 모델을 사용함 • 회귀분석을 수행하여 4개의 무차원 함수 구성
2단계 ('17.10 -'17.12)	하중 재하 속도를 달리하여 강재의 인장강도 실험을 수행	• SM490 강재 시편 제작 (수압절단) • 다섯가지 레벨의 재하 속도로 동적인장강도 실험 수행
	인장강도 실험결과를 회귀분석하여 변형률 속도효과 방정식 결정	• 회귀분석을 수행하여 항복강도-변형률 속도 관계에 따라 변형률 방정식 추정
	나노압입에 의해 결정된 변형률 속도효과 방정식과 비교 검증	• 4개의 bilinear 방정식을 사용 • 나노압입을 수행하여 소성 특성 도출 • 나노압입으로 제안된 방정식과 인장실험의 항복강도 비교

3단계 ('18.01 -'18.04)	세 단계의 피로도(반복하중 횟수)에 대하여 피로실험 수행	• MTS 피로 기계를 사용한 피로실험 수행 • 4가지 변형 진폭에 대해 $0.001s^{-1}$의 특정 변형률 속도로 low-cycle 피로실험 수행 • 변형 진폭을 통해 응력-변형률 곡선 추정
	나노압입 실험으로 피로 실험 후 강재의 변형률 속도효과 방정식 결정	• 다양한 변형률 속도에 따른 나노압입실험 수행 • 재료의 기계적 성질에 따른 변형률 속도의 의존적 거동(dependent behavior) 측정
	강재의 피로도와 변형률 속도효과 간의 상관관계 도출	• 피로와 변형률 속도효과의 관계 생성 • 구조용 강재의 변형 진폭과 변형률 속도효과의 관계 생성
4단계 ('18.05 -'18.08)	변형률 속도효과를 고려한 강구조물 유한요소해석 모형 개발	• Cowper-Symmonds모델을 사용하여 변형률 속도효과를 고려한 강구조 모델 개발
	변형률 속도효과 방정식의 계수 변화에 대한 강구조물의 구조거동 민감도 분석	• 변형률 속도효과를 고려한 경우와 고려하지 않은 경우에 대한 구조해석 수행
	지진하중에 대한 강구조물의 유한요소해석	• 지반 가속도 데이터를 사용하여 지진하중에 대한 강구조의 구조해석 수행
5단계 ('18.09 -'18.12)	지진하중에 대한 강구조물의 취약도 함수 개발	• 50개의 지반 가속도 데이터를 0.1g에서 1.2g까지 스케일링하여 지진하중에 대한 강구조의 구조해석 수행 • 손상정도에 따른 취약도함수 개발
	변형률 속도효과 방정식의 계수 변화에 따른 지진 취약도 함수 변화 분석	• 변형률 속도효과를 고려한 경우와 고려하지 않은 경우에 대한 취약도 함수 변화 분석
	지진에 대한 취약도 진단기법 알고리즘 제시	• 변형률 속도효과를 고려한 강구조의 취약도 함수 변화를 활용하여 구조물의 상태 파악

2절. 단계별 연구수행 내용

1. 주요 연구내용

가. 나노압입에 의한 구조용 강재의 변형률 속도효과 방정식 결정

(1) 기존에 제시된 방정식 연구

- 기존에 제시된 나노압입에 의한 구조용 강재의 변형률 속도효과 방정식은 아래와 같이 제시됨

$$\text{power-law 방정식 : } \sigma_y = A\dot{\epsilon}^m$$

- 여기서 A는 재료상수, m은 재료의 항복강도 또는 인장강도에 미치는 영향인 변형률 속도 민감도를 나타냄

(2) 나노압입 속도에 따른 구조용 강재에 대한 실험 수행

- Instrumented indentation testing(IIT)을 사용하여 변형률 속도효과를 측정하기 위해 여러 번의 실험을 수행
- 2000nm의 제어변위가 적용된 IIT를 사용하여 실온에서 0.001s^{-1}에서 0.4s^{-1}까지 다른 변형률 속도로 나노압입 수행
- 압입된 샘플은 ASTM 표준에 따름

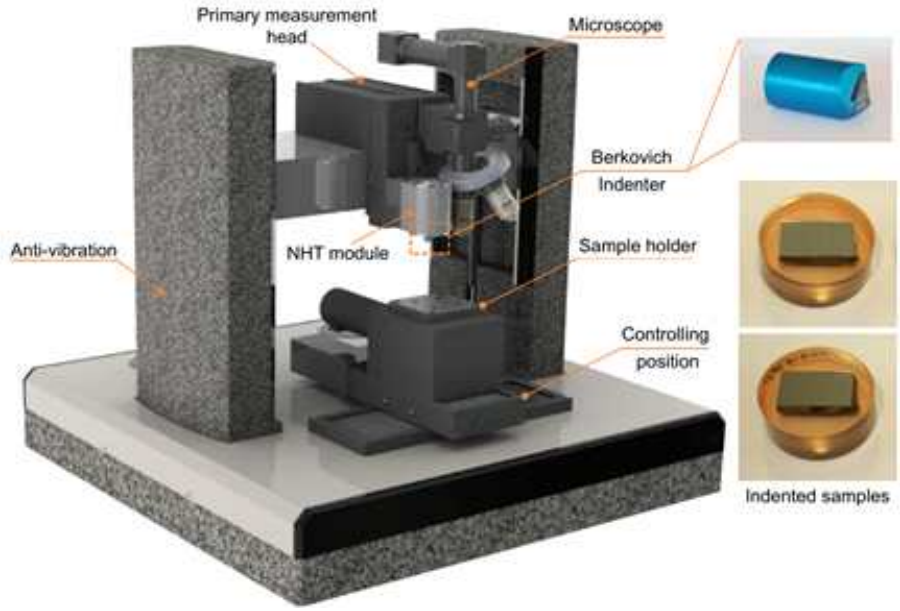


그림 17. CSM-NHT 압입 시스템 및 압입 샘플

표 1. 강재의 백분율 중량의 주요 화학적 구성성분(in W.%)

Material	C	Mn	Si	P	S
SM 490	0.16	1.45	0.40	0.010	0.003

(3) 나노압입 실험결과로 경도 및 하중-변위 곡선에 대한 변형률 속도효과 측정

- 각 변형률 속도 단계에 따른 가력(loading)/제력(unloading) 곡선을 측정할 수 있음

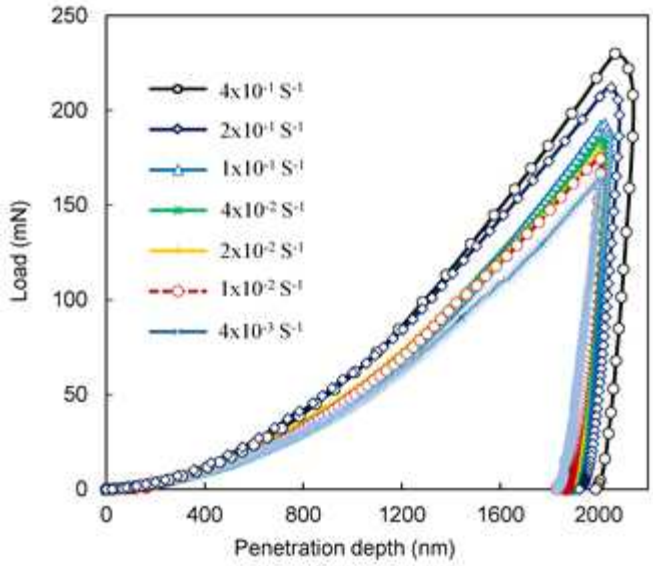


그림 18. 변형률 속도에 따른 하중-변위 곡선

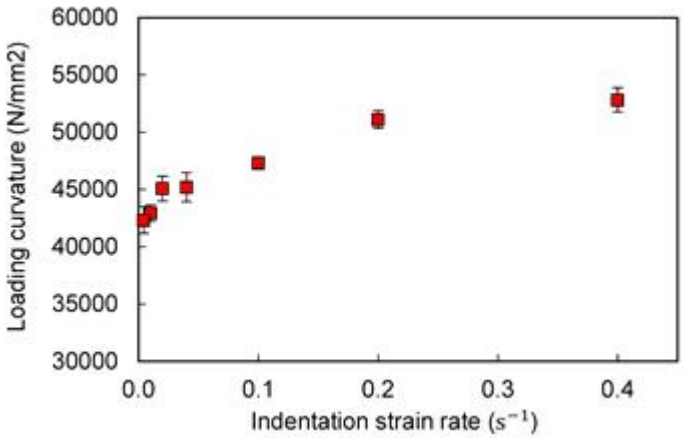


그림 19. 변형률 속도에 따른 하중곡률의 Plot

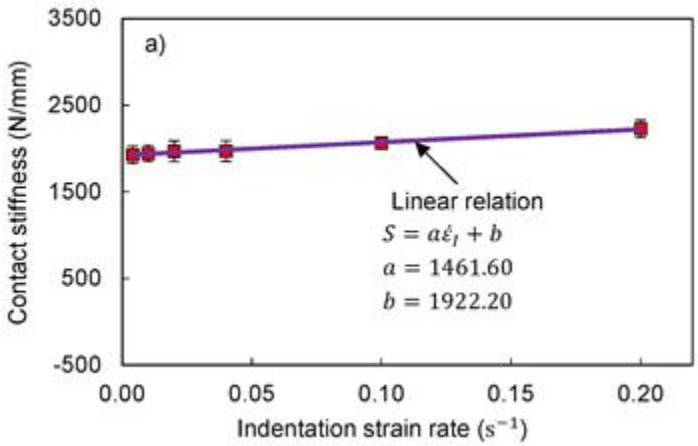


그림 20. 변형률 속도와 접촉강성 간의 선형 관계

- 하중-깊이 곡선으로부터 변형률 속도가 $0.001s^{-1}$에서 $0.4s^{-1}$까지 증가함에 따라 최대 하중이 증가함을 알 수 있음
- 그림19로부터 변형률 속도가 $0.004s^{-1}$에서 $0.2s^{-1}$까지 증가함에 따라 하중곡률이 빠르게 증가하고, 높은 변형률 속도에서는 증가하는 정도가 감소함을 알 수 있음
- 변형률 속도가 증가함에 따라 접촉강성이 증가함을 알 수 있음. 이들의 관계를 아래 식으로 나타낼 수 있음

변형률 속도-접촉강성 관계식 : $S = a\dot{\varepsilon}_I + b$

- 여기서 $a=1{,}461.6$과 $b=1{,}922.2$로 종속재료상수를 나타내며, $\dot{\varepsilon}_I$는 변형률 속도를 나타냄

(4) 압입 경도에 대한 변형률 속도효과

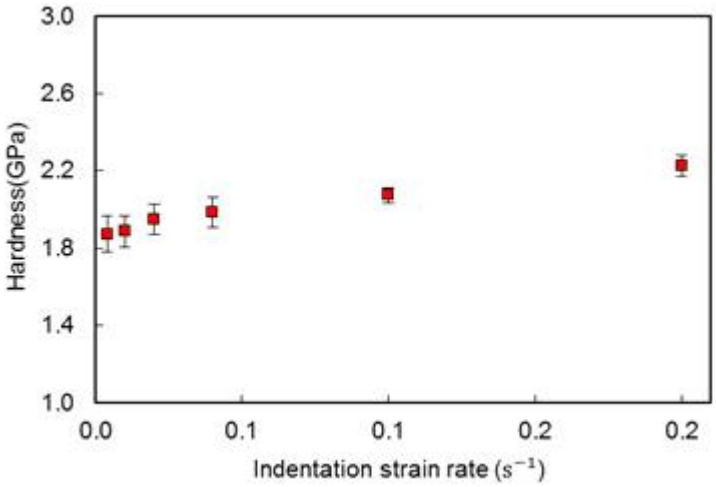


그림 21. 강재SM490 변형률 속도와 경도의 관계

- 경도는 압입된 최대 하중과 접촉 깊이에 대한 식 $H=P_m/A_c$ 로 알 수 있음
- 그림21으로부터 변형률 속도가 0.004s^{-1}에서 0.2s^{-1}까지 증가함에 따라 경도 값이 빠르게 증가하고, 높은 변형률 속도에서는 증가하는 정도가 감소함을 알 수 있음
- 변형률 속도에 따른 경도 값을 사용하여 변형률 속도 민감도와 압입 및 일축 변형률 속도와 관련된 상수 결정

(5) 소성 특성에 대한 변형률 속도효과

- 항복강도 및 경화지수(hardening exponent) 또는 가공경화(가공경화)등의 구조용 강재의 소성 특성은 제안된 역 알고리즘을 사용하여 알 수 있음
- 접촉면적 A_c와 감소계수 E_r은 아래와 같이 나타낼 수 있음

$$\text{접촉면적 : } A_c = 24.5h_c^2$$

$$\text{감소계수 : } E_r = \frac{\sqrt{\pi}S}{2\beta\sqrt{A_c}}$$

- 여기서 h_m은 최대변위, P_m은 최대하중, h_r은 최종변위, h_c는 접촉깊이, S는 접촉강성을 나타냄
- 항복강도 및 변형경화지수는 아래와 같은 무차원 함수를 사용하여 계산할 수 있음

$$\frac{E_r^*}{\sigma_y} = \Pi_1 = \sum_{i=1}^{4}\sum_{j=1}^{4}\sum_{k=1}^{3}\left[a_{ijk}n^{j-i}\alpha^{k-1}\left(\frac{E_r}{C}\right)^{i-1}\right] \;;$$

$$\frac{S}{E_r^* h_m} = \Pi_2 = \sum_{i=1}^{4}\sum_{j=1}^{4}\sum_{k=1}^{3}\left[b_{ijk}n^{j-i}\alpha^{k-1}\ln\left(\frac{E_r}{\sigma_y}\right)^{i-1}\right]$$

- 여기서 a_{ijk}와 b_{ijk}는 상수, α는 응력-변형률 곡선에서 구조용 강재의 소성마루(plastic plateau)을 나타냄
- 항복강도와 변형률 곡선 사이의 관계를 측정하기 위해 각 변형률 속도에 따른 최소한 5개의 항복강도 값을 구한 후 평균과 표준편차를 계산함
- 변형률 속도에 상응하는 평균 항복강도의 값은 아래 그림과 같음

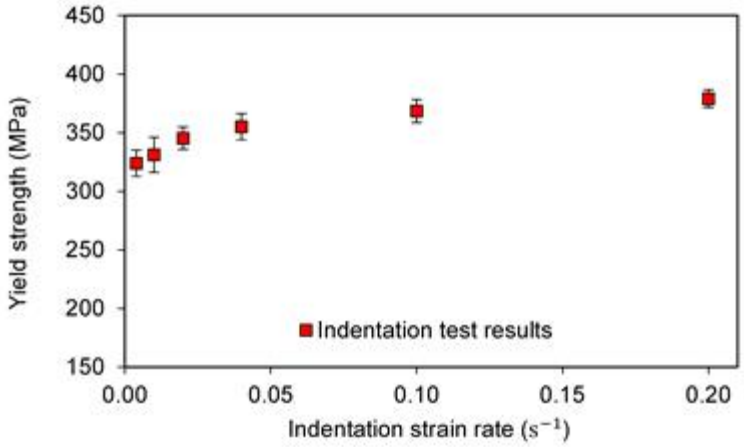


그림 22. 0.004s^{-1}~0.2s^{-1}의 변형률 속도와 항복강도의 관계

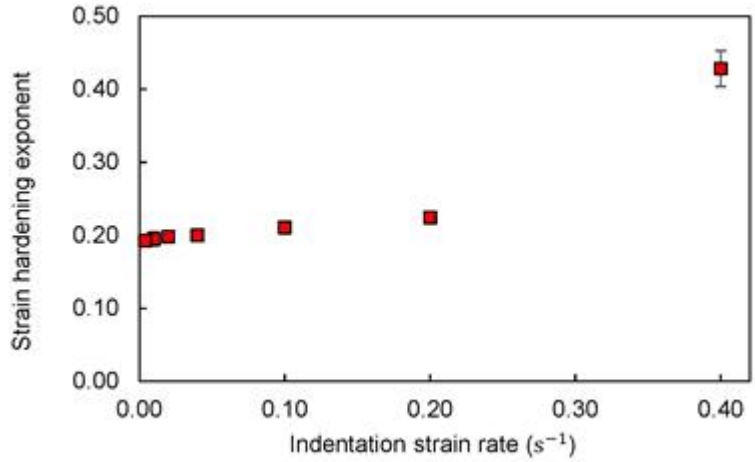
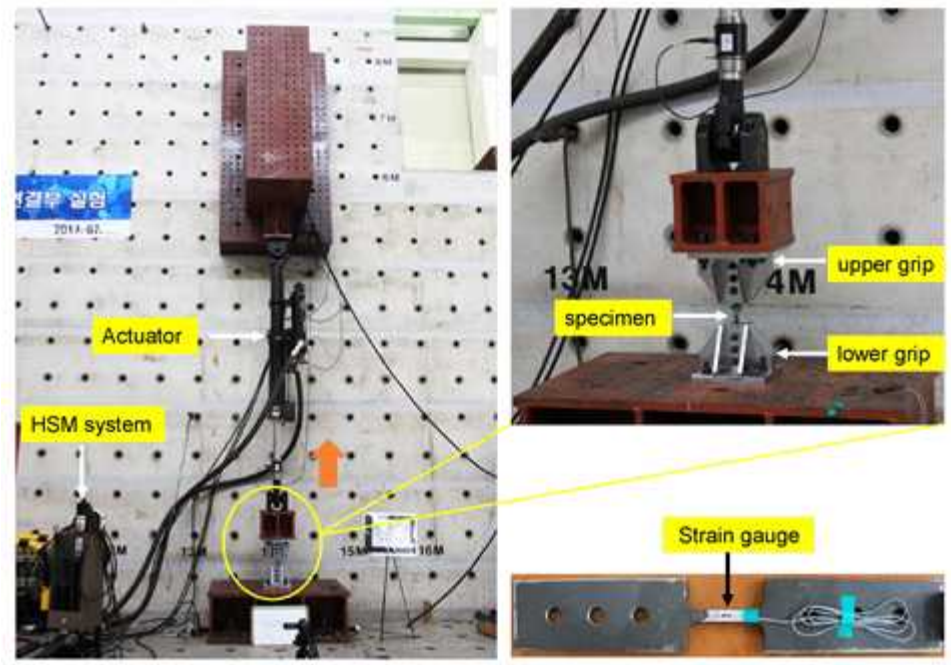


그림 23. 변형률 속도와 경화지수의 관계

- 그림22로부터 변형률 속도가 0.004s^{-1}에서 0.1s^{-1}까지 증가함에 따라 항복강도는 323.82 MPa에서 368.668 MPa로 빠르게 증가함을 알 수 있음
- 변형률 속도가 0.01s^{-1}~0.2s^{-1}의 구간에서 항복강도의 증가도가 감소함을 알 수 있음
- 기존의 문헌에서는 다른 온도에 따른 인장강도의 변형률 속도효과를 조사함
- 본 연구에서 도출된 항복강도 값의 경향은 기존의 문헌에서 제안한 경향과 일치함
- 그림23으로부터 0.004s^{-1}에서 0.2s^{-1}의 변형률 속도에서 경화지수가 기존에 보고된 문헌과 일치함

(6) 동적인장 실험을 통한 변형률 속도효과 검증

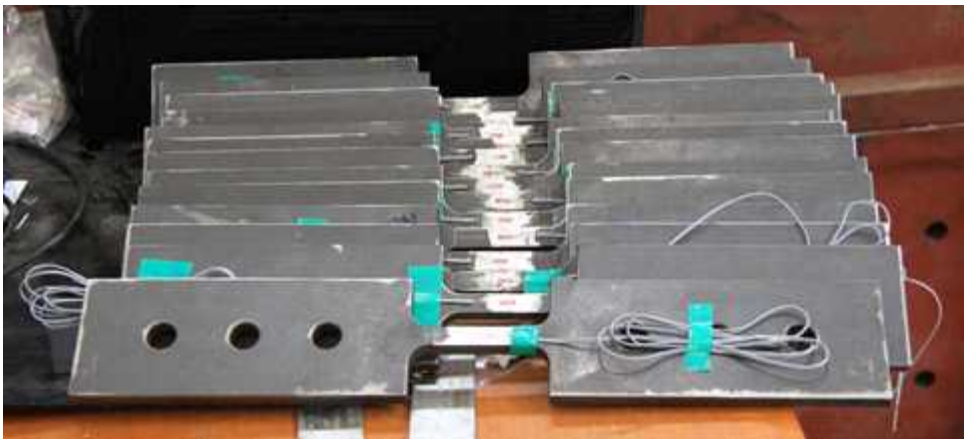
- 동적인장 실험은 dynamic actuator을 사용하고 ASTM 표준에 따라 수행됨
- 고속인장 실험은 유압(hydraulic) 시스템을 활용하여 1,000 mm/s의 최대 시험속도와 250 kN의 하중저항능력(load capacity)을 알 수 있음
- 고속인장 실험의 시스템은 아래와 같음



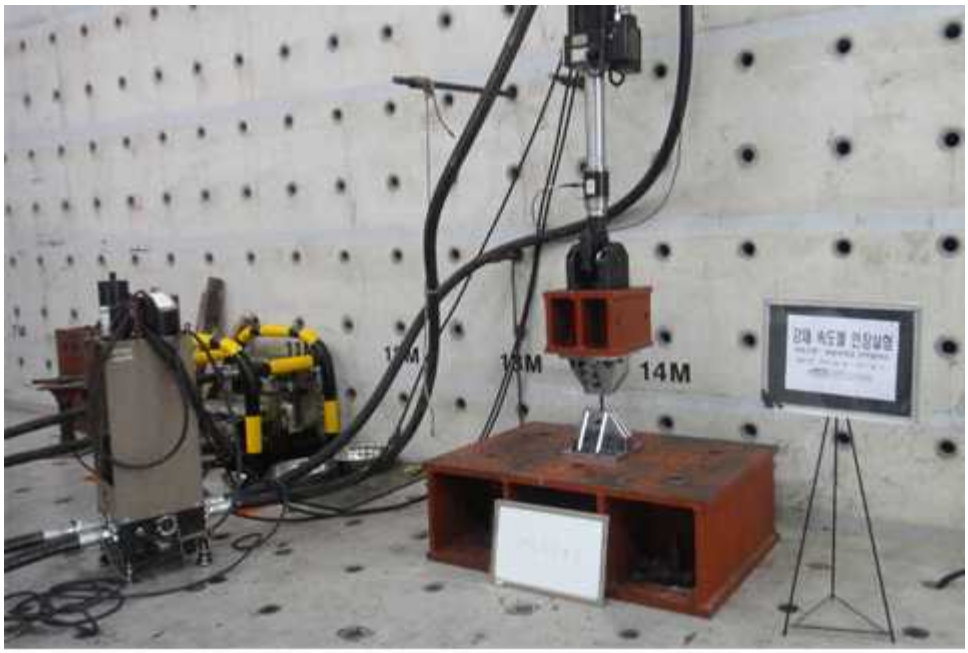
(a) 동적인장실험 시스템



(b) 변형률 게이지



(c) 변형률 게이지를 설치한 시편



(d) 동적인장실험



(f) 파괴된 시편 형상

그림 24. 동적인장 실험의 하중재하 시스템

- 비파괴 압입 기술을 사용하여 항복강도에 대한 변형률 속도효과를 검증하기 위해 동적인장 실험을 다른 변형률 속도로 수행
- 압입 실험을 통한 항복강도에서 변형률 속도효과는 그림25와 같이 동적인장 실험 결과를 통해 검증
- 본 연구의 결과는 quasi-static과 인장 실험 결과와 일치하고, Pham의 연구[Pham et al, Estimating constitutive equation of structural steel using indentation, 2015]에서 보고된 결과와도 일치한다는 것을 알 수 있음
- 이 결과는 동적인장 실험 결과와 제안된 방정식의 상대 오차가 5% 이하인 경우에 제안된 방정식이 항복강도와 변형률 속도 사이의 상관관계가 적절함을 나타냄
- 항복강도에 대한 변형률 속도효과를 조사하기 위해 역 알고리즘과 결합된 비파괴 압입 기술을 사용하는 것이 기존의 인장 및 압축 실험보다 더 효율적이고 경제적임을 알 수 있음

- 항복강도에 대한 변형률 속도효과는 압입에 의한 하중-변위 곡선으로부터 도출될 수 있음

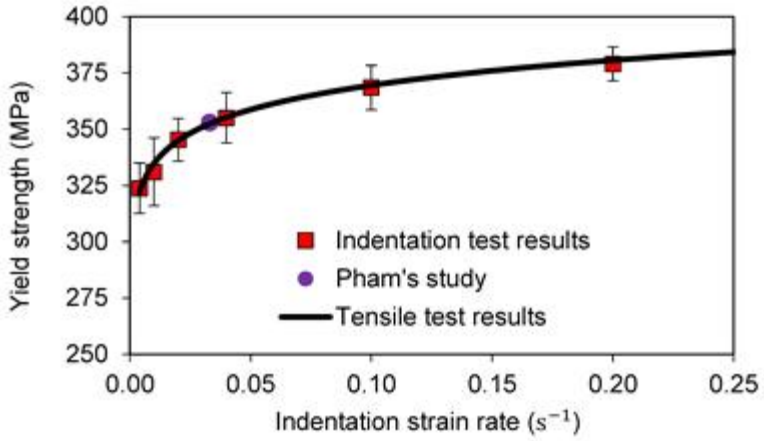
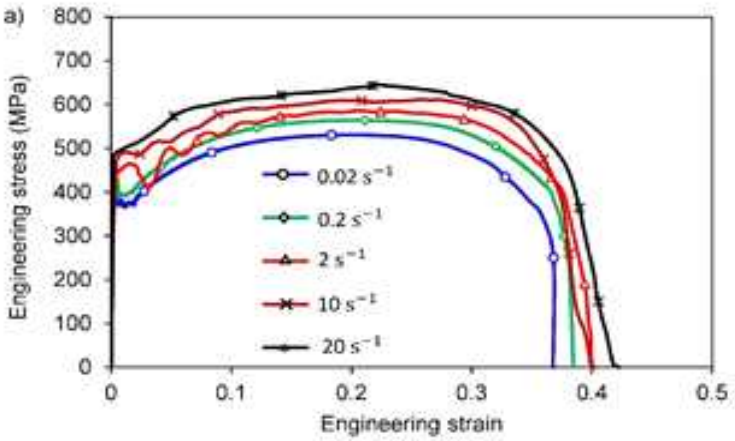


그림 25. 압입 및 인장실험을 이용한 항복강도에 대한 변형률 속도효과의 비교

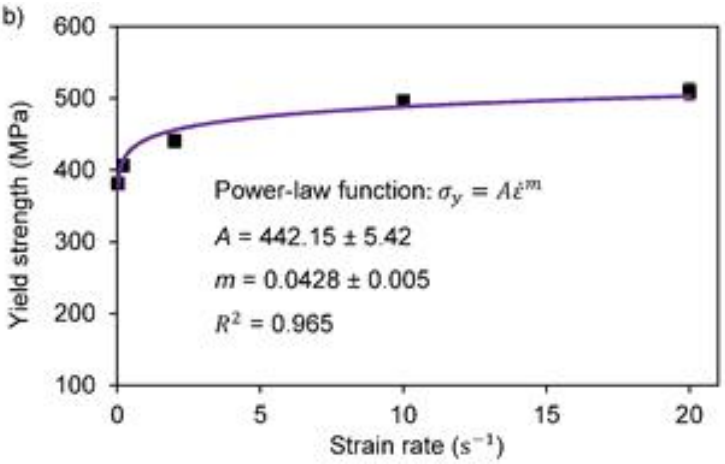
나. 압입 실험과 유한 요소 해석을 이용한 변형률 속도 방정식 도출

(1) 하중재하 속도에 따른 인장강도 실험

- 동적인장 실험은 변형률 속도 방정식을 결정하기 위해 수행됨. 결과는 아래와 같음



(a) $1mm/s$~$1{,}000mm/s$ 시험속도 하에서 수행된 동적인장실험의 응력-변형률 곡선



(b) power-low함수를 사용하여 항복강도에 대한 변형률 속도효과 측정

그림 26. 동적인장 실험결과

(2) FE해석을 사용하여 변형률 속도 단계에서 소성 특성을 예측하기 위한 무차원함수 생성

- 가력(loading)/제력(unloading) 곡선의 특성을 이용한 4개의 차원해석으로 무차원 함수를 구성. 이는 아래와 같음

$$\frac{c}{\sigma_y}=\Pi_1\left[\frac{E_r}{\sigma_y},\ln(\dot{\varepsilon}),n,\alpha\right]\ ;\ \frac{W_t}{\sigma_y h_m^3}=\Pi_2\left[\frac{E_r}{\sigma_y},\ln(\dot{\varepsilon}),n,\alpha\right]\ ;\ \frac{W_t}{W_e}=\Pi_3\left[\frac{E_r}{\sigma_y},\ln(\dot{\varepsilon}),n,\alpha\right]\ ;$$

$$\frac{E_r}{c}=\Pi_4\left[\frac{E_r}{\sigma_y},\ln(\dot{\varepsilon}),n,\alpha\right]$$

- 구조용 강재의 구성 방정식과 가력(loading)/제력(unloading) 곡선의 특성과의 관계를 구축
- 그림27과 같이 축 대칭 2차원 FE모델을 사용하여 압입 공정을 시뮬레이션하기 위해 FE해석을 수행

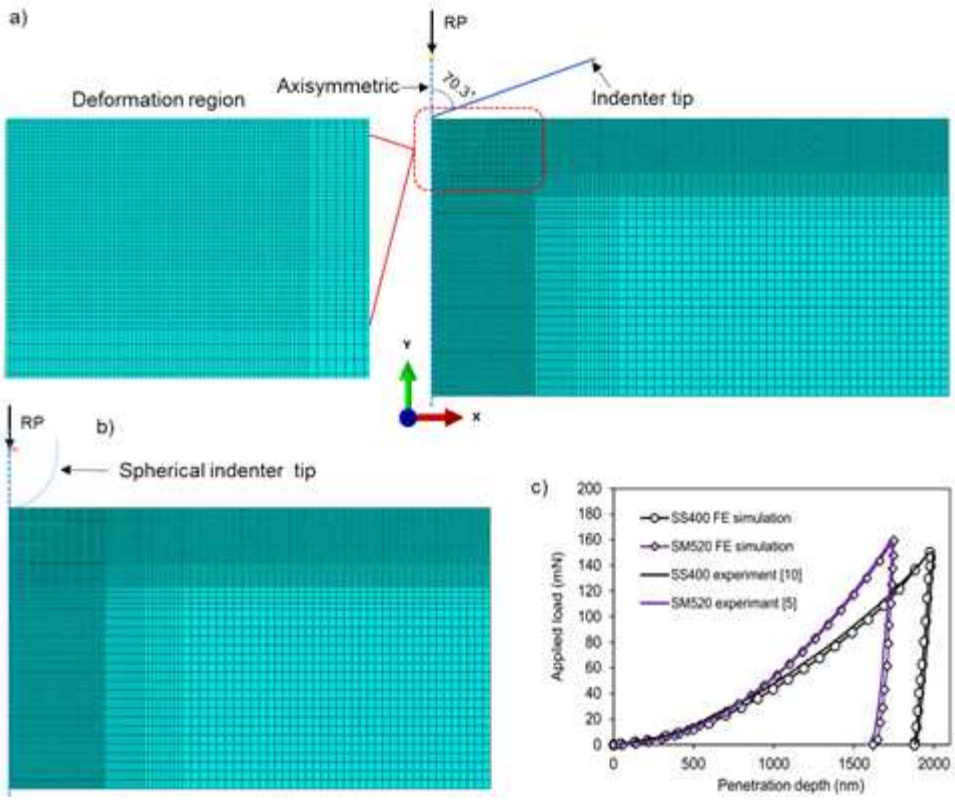


그림 27. (a)Berkovich indenter 모델의 FE시뮬레이션, (b)Spherical indenter 모델의 FE시뮬레이션, (c)압입 실험과 FE해석을 통한 하중-변위곡선의 비교

- 무차원 관계를 수립하기 위해서(Π_1 , Π_2 , Π_3 , Π_4 , Π_5 및 Π_6) 압입 FE모델은 표2에 제시된 1,280개의 재료특성 및 변형률 속도 조합에 대해 수행
- 항복강도에 대한 reduced modulus의 비는 50~1,200으로 다양하고, 가공경화(n)는 0~0.5의 범위로 다양함
- α는 3~23의 범위에서 변화하고, 변형률 속도는 $0.04s^{-1}$~$0.4s^{-1}$으로 다양함
- 포아송 비($\vartheta=0.3$)는 압입 과정에서 매우 작은 값으로 본 연구의 모든 분석에서 일정하다고 가정함

표 2. FE해석에 사용된 재료특성 및 변형률 속도

	E (GPa)	σ_y (GPa)	n (–)	α (–)	$\dot{\varepsilon}$ (s^{-1})
Poisson's ratio of 0.3	10~260	235~535	0~0.5	3~23	0.04~0.4

(3) 압입 반응

- 그림28은 압입 FE모델로부터 얻어진 압입곡선을 나타내며, 가력/제력 곡선에 대한 변형률 속도효과, E_r/σ_y 비, n과 α를 나타냄
- 그림28은 가력/제력 속도 및 재료 특성이 동일한 상태에서 경화지수 n의 차이가 가력/제력 곡선에 미치는 영향을 나타냄
- 결과는 indenter 끝이 특정 물질의 표면으로 이동하는 동안 동일한 침투 깊이에서 가공경화가 증가함에 따라 재하 되는 하중도 증가함을 나타냄
- 하중재하 속도 및 재료 특성이 고정되면, 동일한 최대 침투 깊이에서 압입과정에 필요한 하중은 그림28 b)와 같이 α값이 감소하는 비율에 따라 증가함
- 하중곡률(loading curvature)에 대한 α의 효과가 더 크게 감소함
- 압입곡선에 미치는 변형률 속도효과는 그림28 c)와 같으며, 재료 특성(E_r/σ_y 비, α 및 n)은 고정되고 변형률 속도는 $0.04s^{-1}$~$0.4s^{-1}$의 범위에서 변화함
- 결론적으로, 더 빠른 하중재하 속도는 더 큰 최대 하중과 하중곡률(C)을 발생시킴을 알 수 있음

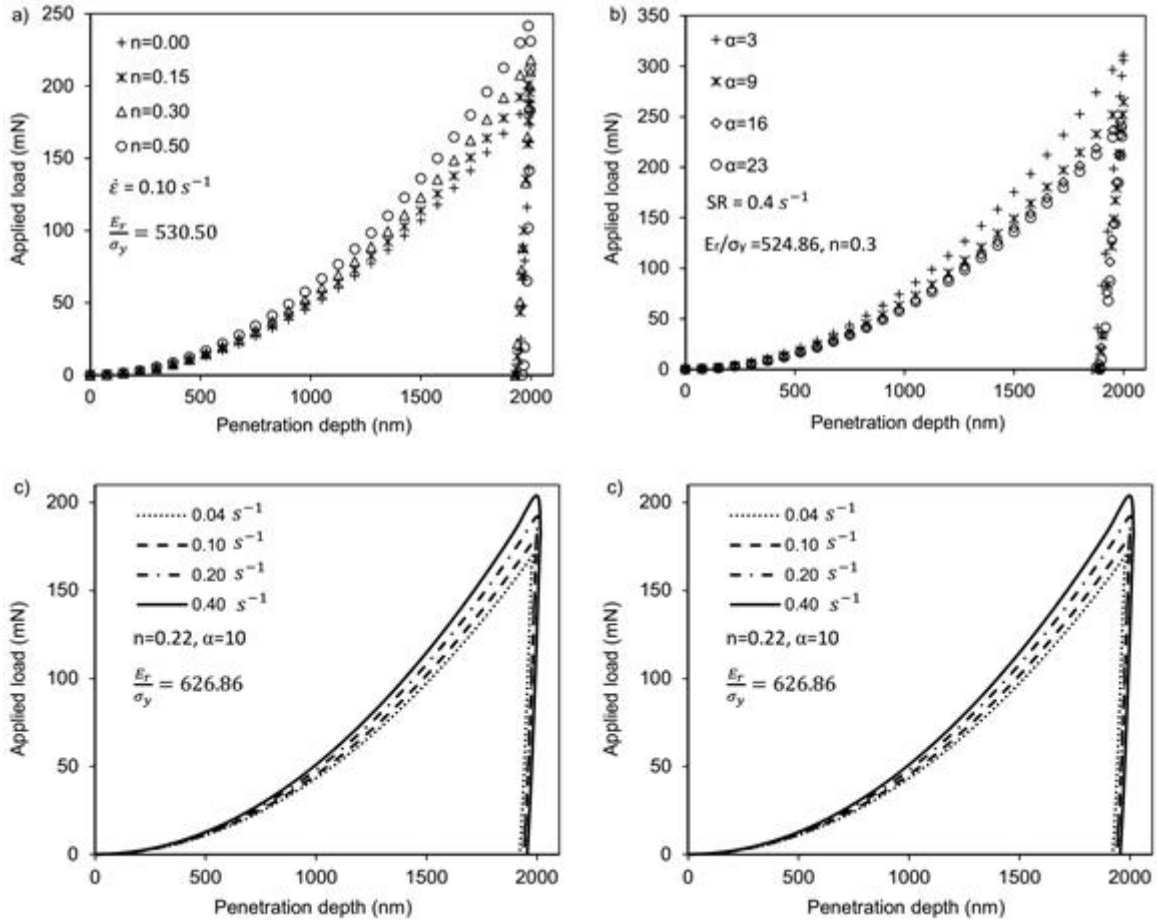


그림 28. 가력/제력 곡선에 대한 (a)경화지수효과, (b)소성 특성 α효과, (c)변형률 속도효과, (d)가력/제력 곡선에 대한 E_r/σ_y효과

(4) 4개 무차원 함수의 형태

- 1,200가지 재료 조합의 FE해석 결과에 따른 Π_1 , Π_2 , Π_3 , Π_4 의 함수는 아래와 같음
- Π_5 와 Π_6의 함수는 spherical모델을 사용하여 얻은 1,200가지 재료 조합에 대한 FE해석 결과를 통해 알 수 있음, 이는 아래와 같음
- 6개의 무차원 함수 형태는 2,400가지 FE해석의 모든 데이터를 다음과 같이 맞추기 위해 사용됨

$$\frac{C}{\sigma_y} = \Pi_1 = \left\{\sum_{i=1}^{4}\sum_{j=1}^{4} a_{ijk}\left[\ln\left(\frac{E_r}{\sigma_y}\right)\right]^{i-1}\left[\ln(\dot{\varepsilon})\right]^{j-1}\right\}\left\{\sum_{q=1}^{4}\sum_{k=1}^{4} b_{qk} n^{q-1}\alpha^{k-1}\right\} ;$$

$$\frac{\alpha_y h^3}{W_t} = \Pi_2 = \left\{\sum_{i=1}^{4}\sum_{j=1}^{4} a_{ijk}\left[\ln\left(\frac{E_r}{\sigma_y}\right)\right]^{i-1}\left[\ln(\dot{\varepsilon})\right]^{j-1}\right\}\left\{\sum_{q=1}^{4}\sum_{k=1}^{4} b_{qk} n^{q-1}\alpha^{k-1}\right\} ;$$

$$\frac{W_t}{W_e} = \Pi_3 = \left\{\sum_{i=1}^{4}\sum_{j=1}^{4} a_{ijk}\left[\ln\left(\frac{E_r}{\sigma_y}\right)\right]^{i-1}\left[\ln(\dot{\varepsilon})\right]^{j-1}\right\}\left\{\sum_{q=1}^{4}\sum_{k=1}^{4} b_{qk} n^{q-1}\alpha^{k-1}\right\} ;$$

$$\frac{E_r}{C} = \Pi_4 = \left\{\sum_{i=1}^{4}\sum_{j=1}^{4} a_{ijk}\left[\ln\left(\frac{E_r}{\sigma_y}\right)\right]^{i-1}\left[\ln(\dot{\varepsilon})\right]^{j-1}\right\}\left\{\sum_{q=1}^{4}\sum_{k=1}^{4} b_{qk} n^{q-1}\alpha^{k-1}\right\} ;$$

$$\frac{\alpha_y h^3}{W_t} = \Pi_5 = \left\{\sum_{i=1}^{4}\sum_{j=1}^{4} a_{ijk}\left[\ln\left(\frac{E_r}{\sigma_y}\right)\right]^{i-1}\left[\ln(\dot{\varepsilon})\right]^{j-1}\right\}\left\{\sum_{q=1}^{4}\sum_{k=1}^{4} b_{qk} n^{q-1}\alpha^{k-1}\right\} ;$$

$$\frac{W_t}{W_e} = \Pi_6 = \left\{\sum_{i=1}^{4}\sum_{j=1}^{4} a_{ijk}\left[\ln\left(\frac{E_r}{\sigma_y}\right)\right]^{i-1}\left[\ln(\dot{\varepsilon})\right]^{j-1}\right\}\left\{\sum_{q=1}^{4}\sum_{k=1}^{4} b_{qk} n^{q-1}\alpha^{k-1}\right\}$$

- 여기서 a_{ij}와 b_{qk}는 각 3차 다항식의 fitting상수이며 표3에 나타냄
- 이러한 무차원 함수의 왼쪽은 3차 다항방정식(E_r/σ_y, $\dot{\varepsilon}$, n과 α)을 사용하여 설명 가능함
- 그림29-34는 각각 Π_1 , Π_2 , Π_3 , Π_4 , Π_5 , Π_6의 표면 fitting에 대한 회귀분석 결과를 나타냄
- 그림29-34의 파란 점들은 FE해석으로부터 얻어진 데이터를 표현함
- Π_1 , Π_2 , Π_3 , Π_4 , Π_5 , Π_6에 대한 등고선(contour) 2차원 형상이 그림29-34 b에 나타냄.

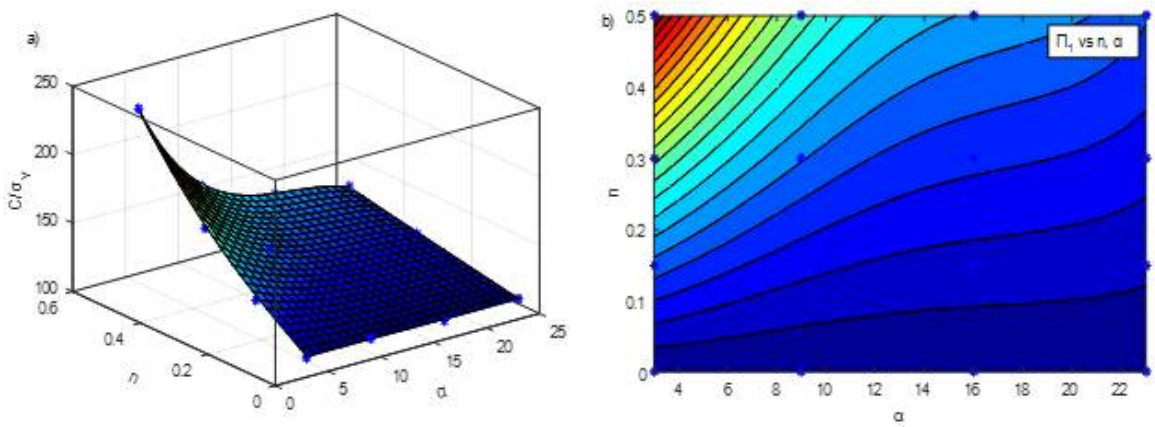


그림 29. (a)E_r/σ_y가 688.86이고 $\dot{\varepsilon}$이 0.04s^{-1}인 경우 fitting 함수와 FE해석 결과비교, (b)Π_1대 n과α의 2D contour plot

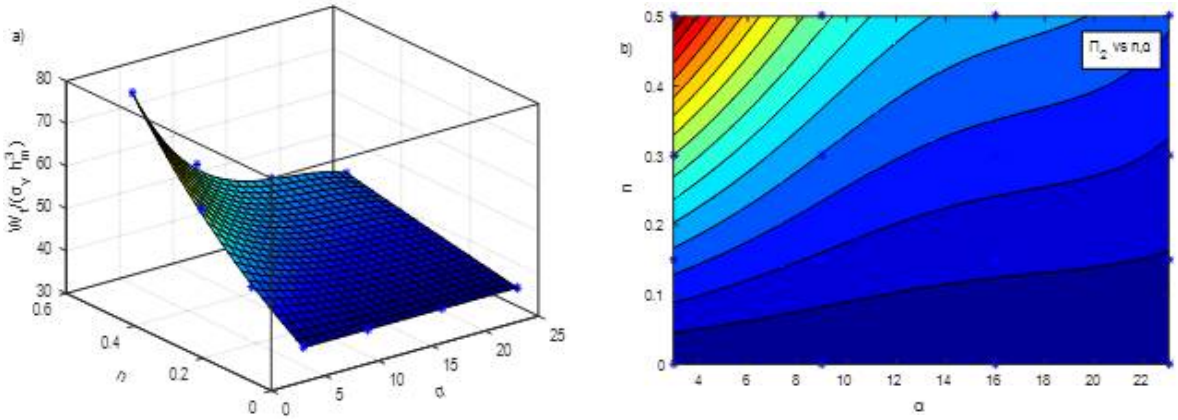


그림 30. (a)E_r/σ_y가 688.86이고 $\dot{\varepsilon}$이 0.04s^{-1}인 경우 fitting 함수와 FE해석 결과비교, (b)Π_2대 n과α의 2D contour plot

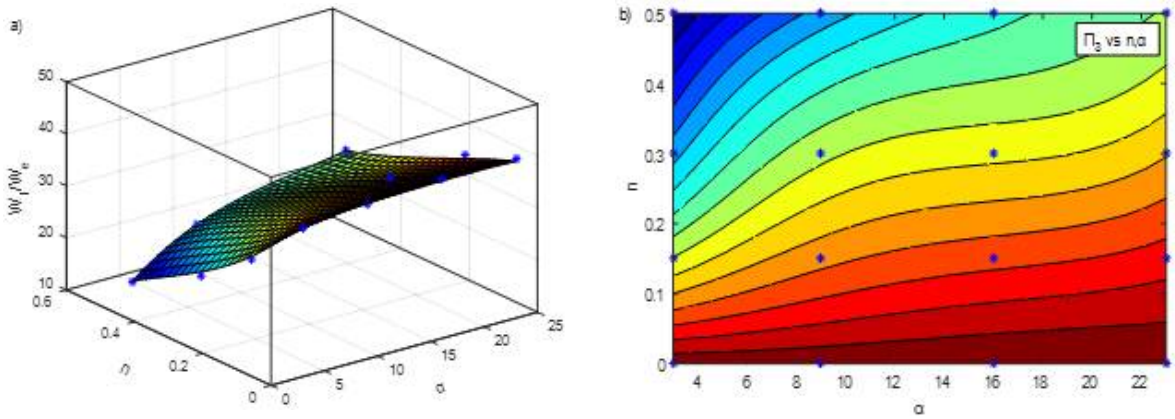


그림 31. (a)E_r/σ_y가 688.86이고 $\dot{\varepsilon}$이 0.04s^{-1}인 경우 fitting 함수와 FE해석 결과비교, (b)Π_3대 n과α의 2D contour plot

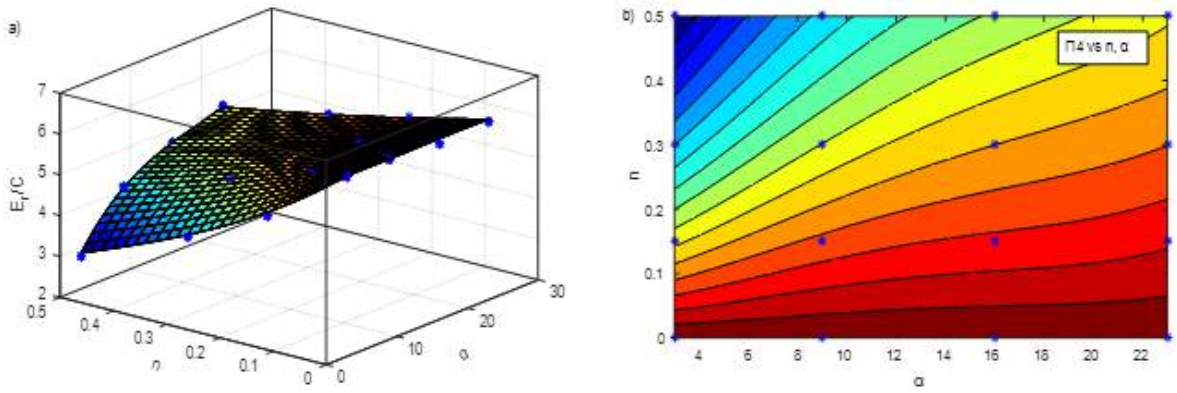


그림 32. (a)E_r/σ_y가 688.86이고 $\dot{\varepsilon}$이 0.04s^{-1}인 경우 fitting 함수와 FE해석 결과비교, (b)Π_4대 n과α의 2D contour plot

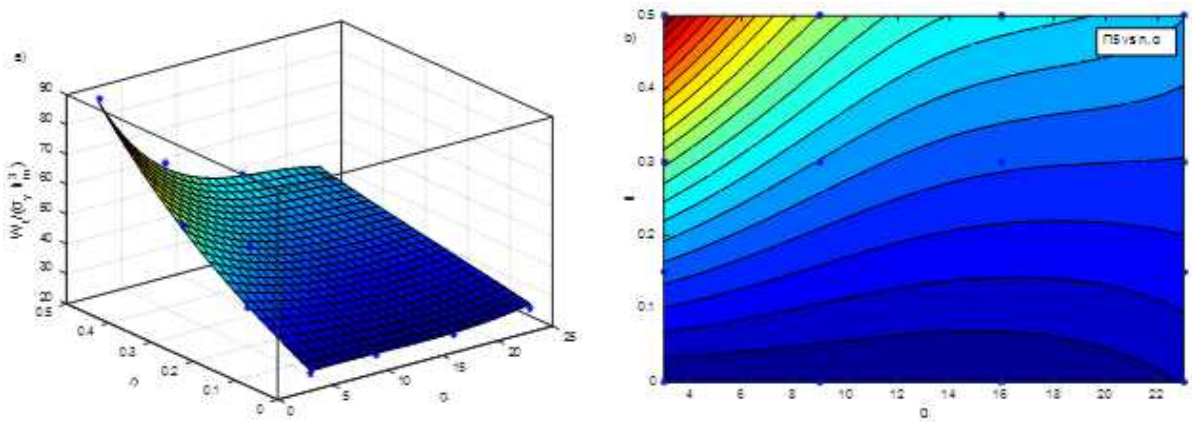


그림 33. (a)E_r/σ_y가 688.86이고 $\dot{\varepsilon}$이 0.04s^{-1}인 경우 fitting 함수와 FE해석 결과비교, (b)Π_5대 n과α의 2D contour plot

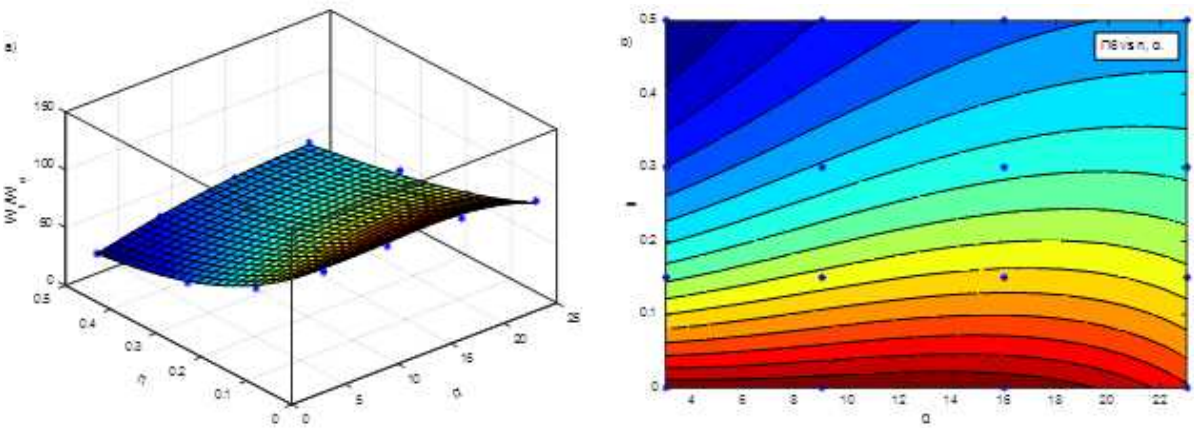


그림 34. (a)E_r/σ_y가 688.86이고 $\dot{\varepsilon}$이 0.04s^{-1}인 경우 fitting 함수와 FE해석 결과비교, (b)Π_6대 n과α의 2D contour plot

표 3 무차원 함수의 fitting 회귀매개변수

	Π_1	Π_2	Π_3	Π_4	Π_5	Π_6	G_1	G_2
a_{11}	1.39E+3	1.34E-1	4.75E+1	7.09E+1	-4.13E+1	-6.53E+1	-2.48E+1	1.00E+2
a_{12}	-1.06E+3	-8.58E-2	-3.11E+1	-5.69E+1	2.92E+1	3.78E+1	8.14E+0	-3.67E+1
a_{13}	3.25E+0	-2.28E-2	1.42E+1	1.29E+1	-5.54E+1	2.90E+2	-8.87E+0	2.85E+1
a_{14}	2.68E+1	-8.75E-3	-3.84E+0	5.02E+0	-3.06E+1	1.68E+2	-4.69E+0	1.69E+1
a_{21}	7.68E+0	-8.65E-4	-1.45E+0	7.95E-1	-5.72E+0	2.95E+1	-7.88E-1	2.86E+0
a_{22}	-3.97E+2	3.80E-2	9.92E-2	-1.93E+1	5.19E+1	-4.12E+2	1.50E+1	-3.52E+1
a_{23}	-2.71E+2	1.36E-2	1.66E+1	-7.69E+0	2.58E+1	-2.39E+2	8.10E+0	-2.13E+1
a_{24}	-5.01E+1	1.25E-3	3.87E+0	-1.21E+0	5.04E+0	-4.18E+1	1.36E+0	-3.56E+0
a_{31}	1.35E+2	7.81E-3	6.90E+0	1.44E+1	-3.38E+0	-6.61E+0	-8.53E-1	4.53E+0
a_{32}	5.83E+1	4.39E-3	-6.19E+0	-2.75E+0	1.38E+1	-6.71E+1	1.67E+0	-6.10E+0
a_{33}	2.86E+1	1.85E-3	-7.36E-1	-1.02E+0	7.96E+0	-3.91E+1	8.74E-1	-3.60E+0
a_{34}	4.04E+0	1.99E-4	6.84E-2	-1.62E-1	1.48E+0	-6.84E+0	1.47E-1	-6.12E-1
a_{41}	-1.86E+1	-1.16E-3	-6.25E-1	-1.28E+0	5.81E-1	3.10E-1	2.67E-2	-1.87E-1
a_{42}	-7.83E+0	-3.04E-4	6.12E-1	1.88E-1	-8.08E-1	5.29E+0	-1.02E-1	3.96E-1
a_{43}	-3.75E+0	-1.12E-4	1.40E-1	6.26E-2	-4.90E-1	3.09E+0	-5.28E-2	2.33E-1
a_{44}	-5.64E-1	-1.18E-5	9.01E-3	1.00E-2	-9.28E-2	5.41E-1	-8.90E-3	3.97E-2
b_{11}	-2.53E-2	-1.02E+2	-1.05E+0	-1.37E-1	2.07E-1	-1.63E+0	-3.90E-2	1.24E-2
b_{12}	-5.59E-2	-2.00E+2	3.14E+0	3.37E-1	7.98E-1	6.78E+0	-5.15E-2	1.99E-2
b_{13}	7.36E-3	2.10E+1	-2.68E-1	-4.32E-2	-7.74E-2	-4.52E-1	1.63E-2	-4.77E-3
b_{14}	-4.46E-4	-1.02E+0	1.21E-2	2.69E-3	4.28E-3	2.62E-2	-8.64E-4	3.03E-4
b_{21}	9.20E-6	1.76E-2	-2.24E-4	-5.72E-5	-8.69E-5	-6.26E-4	1.51E-5	-6.26E-6
b_{22}	-4.02E-5	3.56E-3	2.31E-3	2.03E-4	2.53E-3	2.18E-2	-1.66E-3	2.22E-4
b_{23}	3.66E-6	-7.56E-4	-2.88E-4	-1.82E-5	-3.14E-4	-2.98E-3	1.15E-4	-1.67E-5
b_{24}	-9.46E-8	1.95E-5	8.13E-6	4.69E-7	1.11E-5	1.10E-4	-2.49E-6	4.29E-7
b_{31}	-2.98E-3	-1.62E+2	-2.98E+0	-4.78E-1	2.64E-1	-1.09E+1	1.23E-1	-3.51E-2
b_{32}	-3.65E-3	3.10E+1	-2.94E-1	1.04E-1	-1.78E-2	1.12E+0	-4.14E-2	1.20E-2
b_{33}	4.72E-4	-2.10E+0	5.04E-2	-8.16E-3	-8.15E-4	-6.60E-2	1.53E-3	-8.18E-4
b_{34}	-1.34E-5	4.62E-2	-1.34E-3	1.95E-4	3.87E-5	1.38E-3	-1.50E-5	1.76E-5
b_{41}	-9.95E-2	-1.83E+2	2.63E-1	3.76E-1	1.54E+0	6.52E+0	-1.31E-1	4.13E-2
b_{42}	2.12E-2	2.40E+1	1.17E+0	-9.80E-2	-2.93E-1	-9.16E-1	3.96E-2	-1.36E-2
b_{43}	-1.56E-3	-1.01E+0	-1.25E-1	8.42E-3	2.02E-2	5.75E-2	-1.05E-3	9.22E-4
b_{44}	3.57E-5	1.29E-2	3.12E-3	-2.12E-4	-4.37E-4	-1.12E-3	7.66E-8	-1.97E-5
R^2	**0.994**	**0.995**	**0.993**	**0.995**	**0.995**	**0.993**	**0.994**	**0.994**

(5) 제안된 알고리즘

- 가력/제력 곡선의 특성으로부터 구조용 강재의 기계적 특성을 추출하기 위해 6개의 정확한 무차원 함수를 포함한 분석 알고리즘을 제시함. 이는 그림35와 같음
- 새로운 분석은 동일한 변형률 속도단계에서 이중압입실험(dual nondestructive indentation test)을 수행하여 해당 하중-가력 곡선을 구한 후 P_m, h_m, C, W_t, S_u 및 W_e를 측정하여 각 압입곡선에 대해 결정할 수 있음
- 위의 압입 매개변수와 무차원 매개변수(즉, Berkovich 테스트의 경우 G_1, spherical 테스트의 경우 G_2)가 결정됨
- 미지의 변수 α는 3~23의 넓은 범위에서 적절한 증분(즉, 본 연구에서는$\triangle\alpha=0.1$)으로 변화되고, Iso-line 방법을 적용하여 재료특성 값(E_r/σ_y, n과 α)을 구함

- Iso-line 방법의 물성치는 압입측정과 관련된 무차원 함수(즉, e_1, e_2, e_3, e_4, e_5 및 e_6)의 오차를 결정하는데 사용됨
- 본 연구에서는E_r/σ_y비, n 및α를 추정하기 위해 e_i^2의 제곱근 합으로 결정되는 효율적인 오차(EE)를 고려함
- EE의 최솟값으로 만드는 E_r/σ_y비, n 및α의 조합을 변화시킴으로써 구성 매개변수의 값을 결정할 수 있음

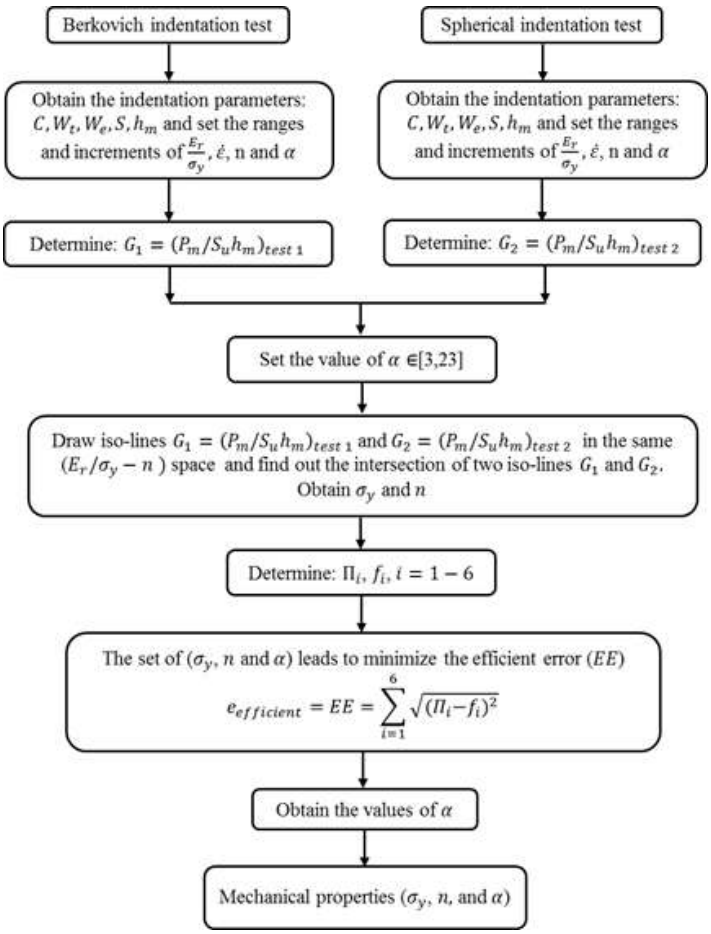


그림 35. 제안된 알고리즘 순서도

(6) 압입 및 동적인장 실험을 사용하여 무차원함수 확인

■ 수치 검증

- 새로운 분석은 압입 FE모델의 응답을 기반으로 수치 검증을 통해 검증됨
- 재료 특성과 변형률 속도의 80가지 조합에 대한 압입 공정의 FE해석을 수행하여 해당 압입곡선에 도달시킨 다음 압입 매개변수 W_t, W_e, C, P_m 및 h_m을 결정하고 제안된 알고리즘의 입력 데이터로 사용함
- 그림36a 와 36b에 input 재료 특성의 80가지 조합과 제안된 알고리즘으로부터 예측된 것들의 비교를 나타냄
- 그림36c 와 36d에 n과 α의 초깃값을 통해 임의의 10개 입력 재료 특성에 대한 예측의 차이점을 나타냄
- 그림36에서 제안된 알고리즘의 모든 조합에 대한 예측은 n과 α의 최대 오차가 각각 3.68%와 2.52%로 원래의 데이터와 일치함을 알 수 있음
- 역 분석(reverse analysis)에서 E_r/σ_y, n및 α의 미세 증분을 사용함으로써 오류를 효과적으로 줄임

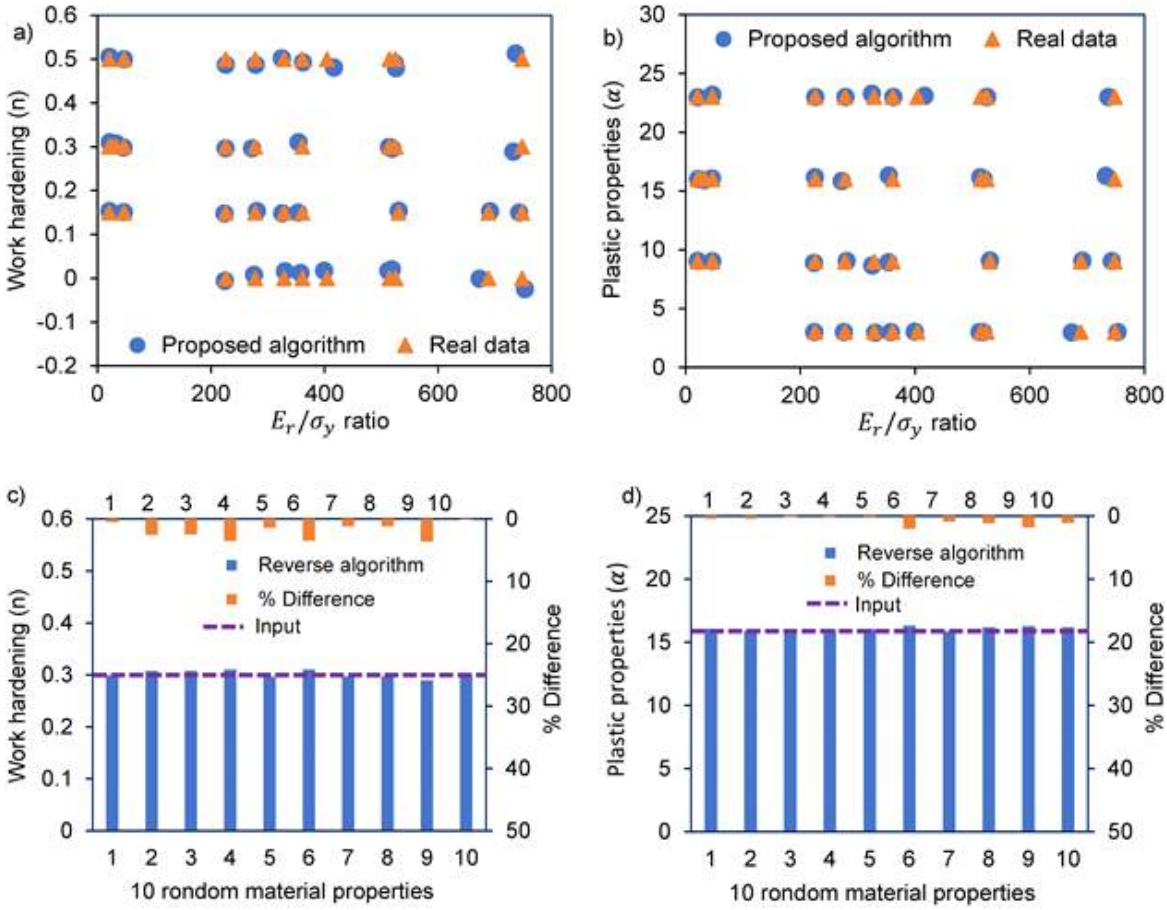


그림 36. (a)재료특성 및 제안된 알고리즘을 통해 예측된 n값, (b)재료특성 및 제안된 알고리즘을 통해 예측된 α값, (c)input 재료특성 n과 제안된 알고리즘으로부터 예측된 자료의 차이, (d)input 재료특성 α과 제안된 알고리즘으로부터 예측된 자료의 차이

■ 실험적 검증

- 이 알고리즘의 유효성을 검증하기 위해 SS400 및 SM490 구조용 강재에 대해 $0.03s^{-1}$ 및 $0.02s^{-1}$의 변형률 속도로 각각 인장 및 일정 변형률 속도 압입실험을 수행함
- 제안된 알고리즘, 인장실험 결과와 FE해석을 사용하여 얻은 SS400 및 SM490 구조용 강재의 응력-변형률 곡선의 비교는 아래와 같음

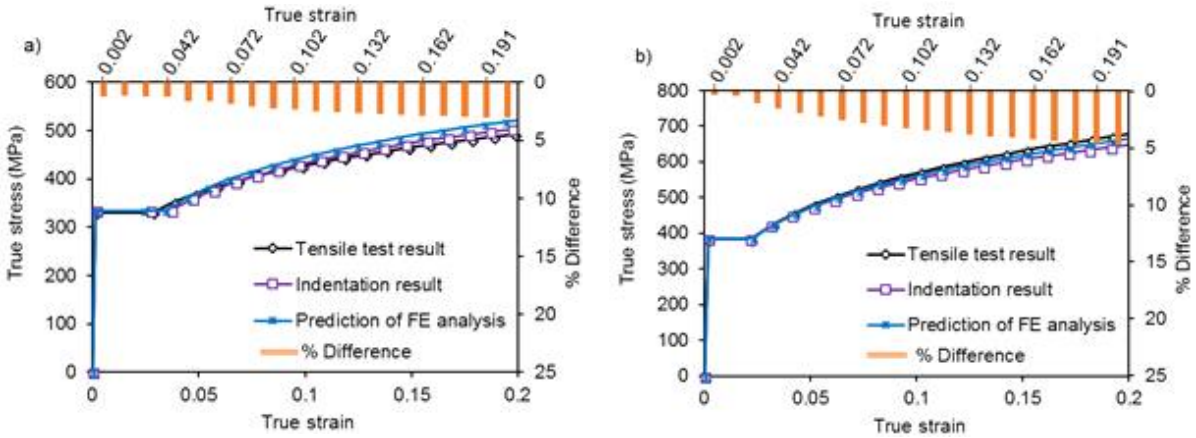


그림 37. 인장, 압입 실험과 FE해석을 통해 얻은 (a)변형률 속도 $0.03s^{-1}$에서 SS400, (b)변형률 속도 $0.02s^{-1}$에서 SM490 의 응력-변형률 곡선 비교

(7) 연구된 강재의 변형률 속도 민감도 결정시 제안된 방법의 적용

- 제안된 역 알고리즘(reverse algorithm)을 적용하여 SM490의 기계적 특성에 대한 변형률 속도효과, 즉 항복강도 σ_y, 가공경화 n, α비에 대한 영향을 조사함
- 상온에서 $0.04s^{-1}$~$0.4s^{-1}$의 변형률 속도로 일정한 하중재하 속도 압입실험을 수행함
- 각 압입실험에 대한 가력의 일(loading work) W_t, 제력의 일(unloading work) W_t, 하중곡률 C, 최대하중 P_m, 최대 변위 h_m 을 산출
- 압입매개변수는 표4에 나열된 재료특성을 평가하기 위해 제안된 역 알고리즘의 input 데이터로 사용됨
- 그림38-40에 SM490 구조용 강재의 소성 특성과 변형률 속도 사이의 관계를 나타냄
- 그림38은 항복강도와 변형률 속도 사이의 관계를 보여 주며, 여기서 각 변형률 속도에 대해 다섯 가지의 압입이 수행됨
- 결과는 높은 변형률 속도에서 더 높은 항복강도를 나타냄
- 항복강도 값은 문헌에서 보고된 구조용 강재 값과 매우 일치함

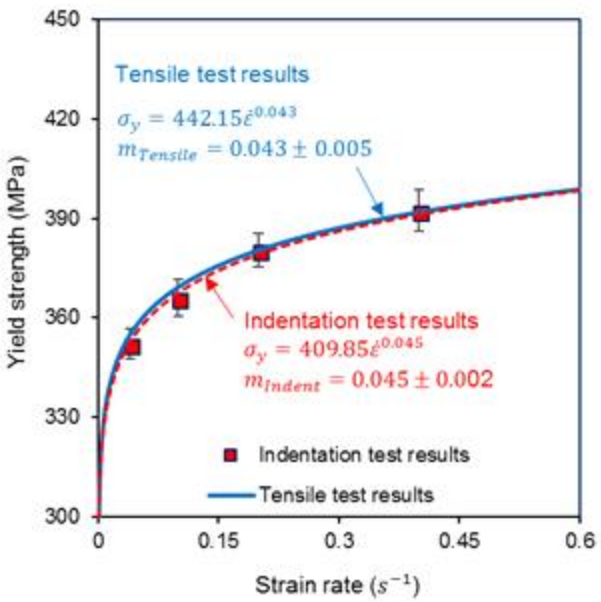


그림 38. 하중인장실험과 압입실험에서 얻은 항복강도 값의 비교

- 그림38에 항복강도에 따른 변형률 속도효과를 제안한 알고리즘의 정확성과 신뢰성을 입증하기 위해 압입 및 동적하중 인장실험에서 얻은 항복강도 값을 비교함
- 압입곡선으로부터 추정된 항복강도 값은 동적인장실험으로부터 측정된 값과 4.86% 오차를 가짐
- 실험결과, 변형률 속도방정식은 아래와 같음

$$\sigma_y = 409.85\,\dot{\varepsilon}^{0.045}$$

- 압입모델의 변형률 속도 민감도 값은 0.045±0.002 이고, 하중인장실험 결과를 통해 추정된 값은 0.043±0.005 인 것으로 나타남
- 압입결과로부터 결정된 변형률 속도 민감도는 기존 하중인장실험 결과와 4.35% 오차를 가짐
- 압입과 인장실험의 항복강도의 일관성은 변형률 속도효과 연구에서 제안된 알고리즘이 효율적이라는 것을 증명함
- 제안된 역 알고리즘은 압입 곡선의 dual stage에 대한 변형률 속도효과에 기초하여 구성 되었기 때문에 항복강도는 그림38과 같이 높은 정확도로 측정됨
- 제안된 역 알고리즘은 α비에 대한 변형률 속도효과의 측정이 가능함

- 이전의 알고리즘은 α비를 input 데이터로 사용하기 때문에 비경제적임
- 구조용 강재의 기계적 특성, 특히 α의 변형률 속도효과에 대한 이전의 알고리즘은 각 변형률의 요구된 α값을 요구하기 때문에 비경제적임
- 위와 같은 문제해결을 위해 제안된 알고리즘은 6차원 함수를 사용하여 α비에 대한 변형률 속도효과 유도실험의 결과로부터 직접 σ_y, n, α을 결정할 수 있음

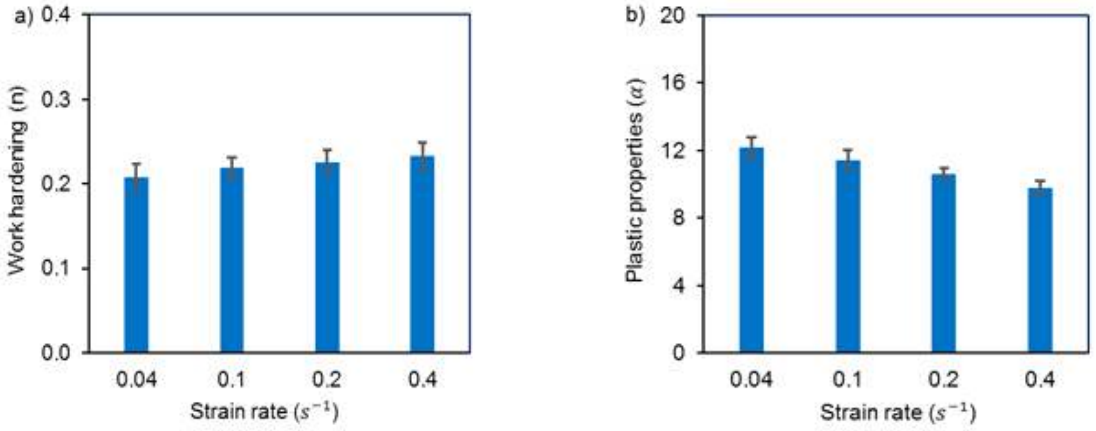


그림39. (a) 가공경화, (b) 소성 특성 에 대한 변형률 속도효과

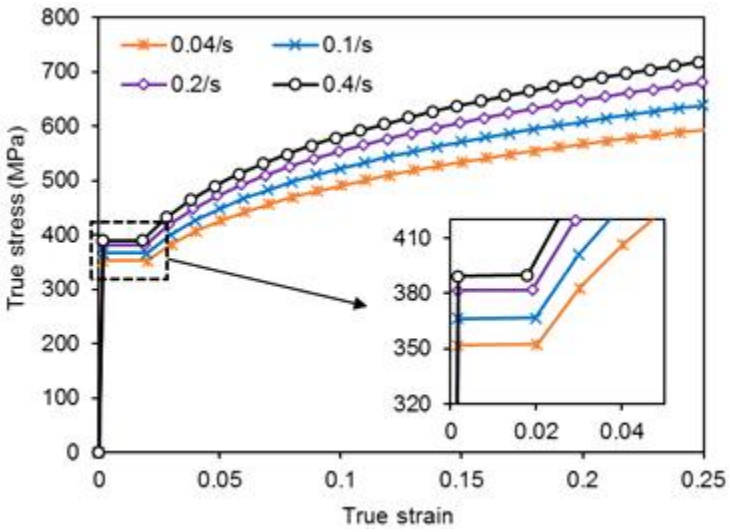


그림 40. 여러 변형률에서 강재 SM490의 응력-변형률 곡선

- 그림39에 α비와 가공경화 n에 대한 변형률 속도효과를 나타냄
- 결과는 변형률 속도가 0.04s^{-1}에서 0.4s^{-1}로 증가함에 따라 가공경화은 0.208에서 0.235로 증가하는 반면 α비는 12.15에서 9.75로 감소함을 알 수 있음
- 이전 연구에서 다른 시험 속도에서 동적인장실험을 수행 한 결과, 변형률 속도는 0.02s^{-1}에서 2s^{-1}로 증가함에 따라 α비가 12.6에서 9.2로 감소하였음
- 가공경화 n은 변형률 속도가 0.01s^{-1}에서 10s^{-1}로 증가한 다음 10s^{-1}이상의 변형률 속도로 감소하였음
- 따라서 α와 n에 대한 변형률 속도효과는 기존문헌에서 보고된 결과와 일치함
- 그림40에 각 변형률 속도단계에서 σ_y, n, α가 가지는 몇 가지 다른 변형률 단계에서의 응력-변형률 곡선을 나타냄
- 그림40의 항복강도, 가공경화 및 SM490강재의 α비에 대한 변형률 속도효과도 조사하였음

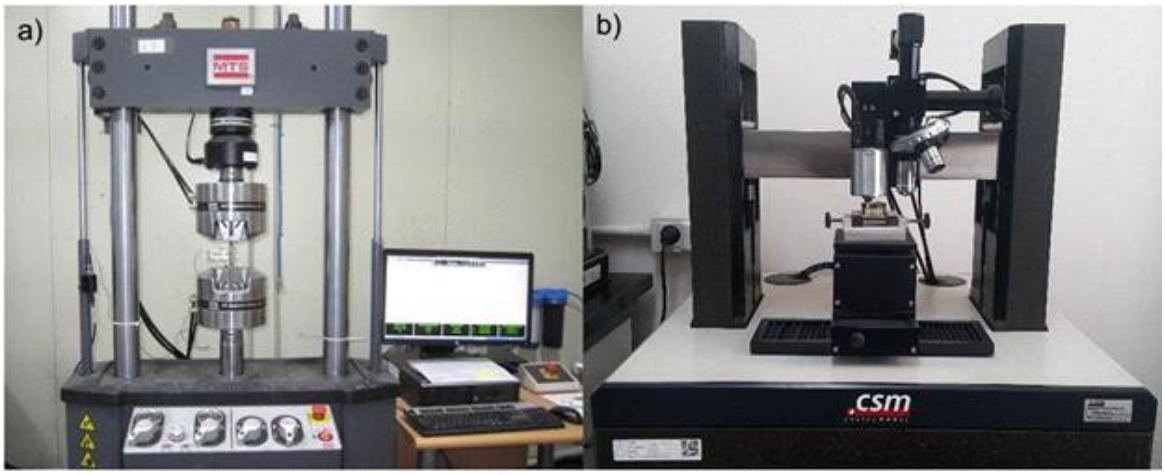
표 4. 다른 변형률 속도에서 샘플의 압입 매개 변수

	Brkovich indenter tests					Spherical indenter tests				Material properties		
	W_t (N·mm)	W_e (N·mm)	C (N/mm^2)	P_m (mN)	h_m (nm)	W_t (N·mm)	W_e (N·mm)	P_m (mN)	h_m (nm)	σ_y (MPa)	n (-)	α (-)
(a) SR=0.04 s^{-1}												
Test 1	0.1201	0.00307	45712	181.5	1992.5	0.0993	0.00214	89.88	1999.3	354.49	0.23	13.0
Test 2	0.1197	0.00306	44699	182.2	2019.0	0.0983	0.00212	88.97	1979.2	355.06	0.20	12.1
Test 3	0.1197	0.00301	44086	180.6	2024.2	0.0968	0.00206	87.61	1949.0	346.55	0.21	12.1
Test 4	0.1199	0.00303	45277	185.2	2022.3	0.1003	0.00213	90.78	2007.4	347.42	0.21	12.1
Test 5	0.1228	0.00315	42726	174.4	2020.5	0.1008	0.00218	91.24	2018.8	356.59	0.20	12.0
(b) SR=0.1 s^{-1}												
Test 1	0.1386	0.00968	46224	193.2	2044.6	0.0019	0.00249	92.87	1993.0	371.57	0.22	11.0
Test 2	0.1403	0.00894	45099	189.1	2047.4	0.0019	0.00249	93.77	2023.0	366.63	0.21	11.3
Test 3	0.1451	0.00980	46259	193.3	2044.2	0.0019	0.00246	92.42	1983.3	370.48	0.21	11.6
Test 4	0.1332	0.00872	44663	186.2	2041.6	0.0019	0.00240	91.97	1973.6	358.41	0.21	11.6
Test 5	0.1416	0.00788	45190	188.0	2039.9	0.0019	0.00245	92.42	1983.3	362.68	0.22	10.1
(a) SR=0.2 s^{-1}												
Test 1	0.1530	0.01145	48556	209.3	2076.0	0.0019	0.00260	96.41	1998.7	385.41	0.21	10.3
Test 2	0.1512	0.00967	45722	197.0	2075.5	0.0019	0.00256	95.51	1980.0	382.90	0.21	10.3
Test 3	0.1428	0.00865	45431	193.7	2064.7	0.0019	0.00251	94.15	1951.8	376.60	0.23	10.1
Test 4	0.1491	0.00902	45547	194.7	2067.7	0.0019	0.00262	97.32	2017.5	382.82	0.23	10.3
Test 5	0.1479	0.00958	47468	203.8	2072.1	0.0019	0.00264	97.77	2022.5	384.20	0.23	10.5
(b) SR=0.4 s^{-1}												
Test 1	0.1730	0.00850	48734	208.1	2066.3	0.0020	0.00280	99.09	1994.9	393.22	0.23	9.6
Test 2	0.1727	0.00197	49936	217.0	2084.4	0.0020	0.00280	100.0	2013.1	387.80	0.23	9.6
Test 3	0.1747	0.00205	49429	215.4	2087.7	0.0020	0.00276	98.63	1985.7	387.41	0.24	9.4
Test 4	0.1677	0.00890	48905	207.7	2060.6	0.0020	0.00273	98.18	1976.6	385.41	0.21	9.4
Test 5	0.1609	0.00900	49315	210.0	2063.7	0.0020	0.00277	98.63	1985.7	391.93	0.24	9.8

다. 강재의 피로도와 변형률 속도효과 관계 정립

(1) 피로실험 수행

- 실온에서 MTS 피로 기계를 사용하여 수행함
- $1\times10^{-3}s^{-1}$의 일정한 변형률 재하 속도로 4 종류의 변형률 진폭, 0.4%, 0.6%, 0.8%, 1.0%에 대하여 피로실험을 수행함
- LCF1(±0.4%의 ε_a), LCF2(±0.6%의 ε_a), LCF3(±0.8%의 ε_a) 및 LCF4(±1.0%의 ε_a)로 명명함
- 실험은 ASTM 표준에 따라 수행되었고, 그림41에 저주기 피로(low-cycle fatigue)시스템을 나타냄



(a) 저주기 피로 시스템 (b) 압입실험 시스템



(c) 피로 시편



(d) 압입 시편

그림 41. 저주기 피로와 압입실험 기구

(2) 나노압입으로 피로 실험 후 강재의 변형률 속도효과 방정식 결정

표 5. SS400 구조용 강재의 화학적 구성성분(in W.%)

Material	C	Si	Mn	P	S	Al	Ca
SS 400	0.05	0.037	0.46	0.013	0.002	0.044	0.0017

- 압입 시편은 워터 제트를 사용하여 피로파괴 중간 게이지에서 시험편을 자름
- 압입된 직사각형 플랫 플레이트 시편을 에폭시 매트릭스 몰드에 넣고 여러 탄화 규소 페이퍼(silicon carbide paper)로 광택 처리하여 부드러운 표면을 만들어냄
- 이 절차는 총 7단계 중 최종 단계가 40nm 이며, 압입된 시편이 기준에 만족함

- LCF1(±0.4%의 ε_a), LCF2(±0.6%의 ε_a), LCF3(±0.8%의 ε_a) 및 LCF4(±1.0%의 ε_a)의 모든 피로 파괴 시편에 대해 연속강성측정(CSM) 압입실험을 실온에서 수행
- 모든 CSM 일정 하중 속도 실험은 유지시간 없이 $0.002s^{-1}$에서 $0.2s^{-1}$까지의 다양한 변형률 속도에서 2,000nm의 최대 변위로 변위 제어 모드에서 수행
- 본 연구에서 모든 압입실험을 수행하기 위해 1,140GPa의 탄성 계수와 0.07의 푸아송비를 갖는 산업용 다이아몬드를 사용하는 Berkovich indenter를 사용
- 각 압입 변형률 속도에 대해 적어도 20가지 압입실험을 수행
- 크리프 실험 데이터를 통해 SS400 구조용 강재의 변형률 민감도 값을 결정하기 위해 상온에서 300mN/min의 일정한 가력/제력 속도와 190mN의 최대하중으로 크리프 압입을 수행
- 모든 크리프 압입실험에서 크리프 압입 유지시간은 100초로 수행

(3) 반복하중 하에서 미세구조의 진화

- 파괴 미세구조와 강재의 기계적 특성의 변형 진폭 의존적 거동 사이의 기본적인 상관관계를 이해하기 위해, 다른 변형 진폭 레벨에서 피로 파괴 샘플의 전위 구조를 투과전자 현미경(TEM)을 사용하여 검사
- TEM 시스템 기계는 아래 그림42과 같음



그림 42. 저주기 피로를 받는 전위 구조를 관측하는 TEM 시스템

- 그림43은 초기 시험편의 전위 구조를 나타내고, 그림44-46는 0.4%, 0.6% 및 1.0%의 변형 진폭 수준에서 파단 후 시편에서 가장 많이 나타나는 미세 구조를 나타냄
- 초기 미세 구조는 전위 라인(dislocation line)을 포함하고 전위의 낮은 밀도는 그림44에 나타냄
- 낮은 변형률 진폭(ε_a=0.4%)에서 입자는 전위의 점진적인 축적을 보였으며, 대부분의 입자는 파편의 패킷과 입자 내부 영역에 무작위로 배열된 입자를 보여줌, 이는 그림45에 나타냄
- 많은 입자에서 각각의 줄무늬는 잘 발달되지 않은 입자에 침투하여 더 작은 입자 구조를 형성

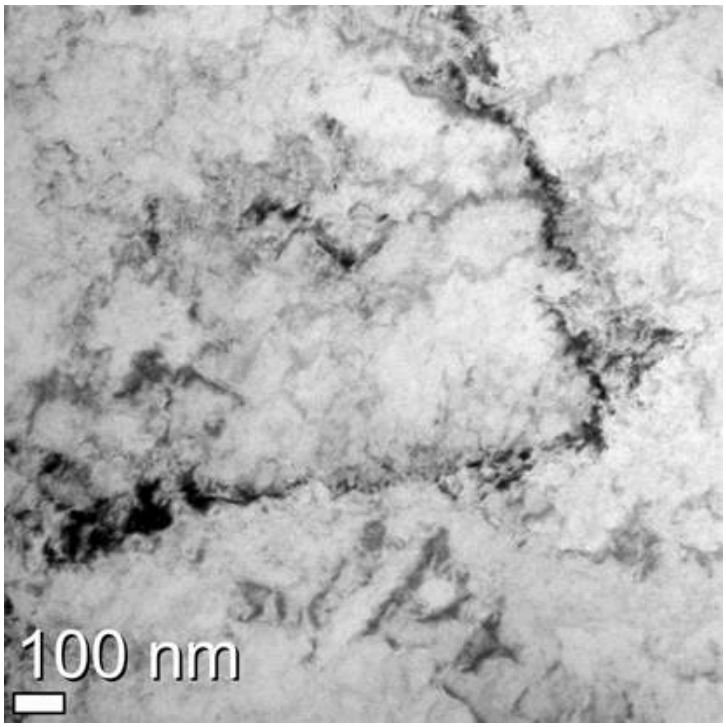
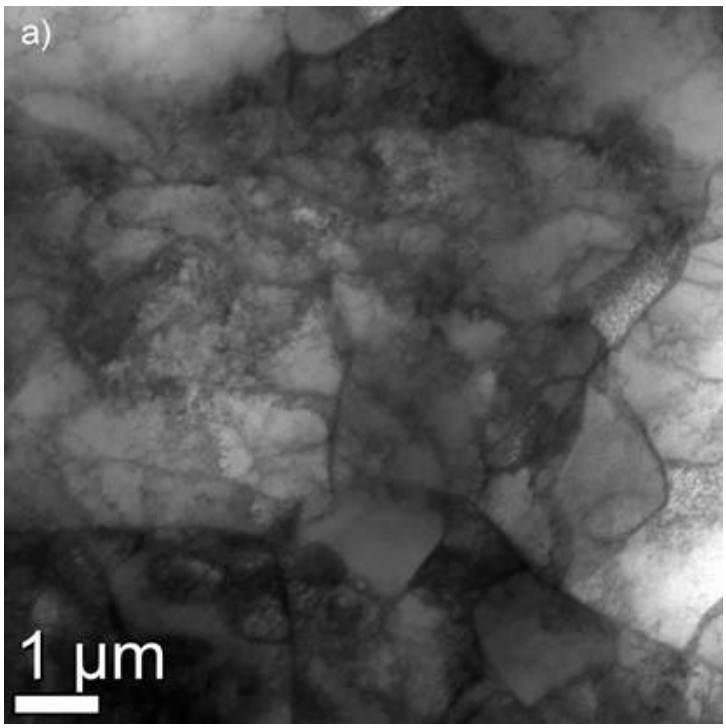
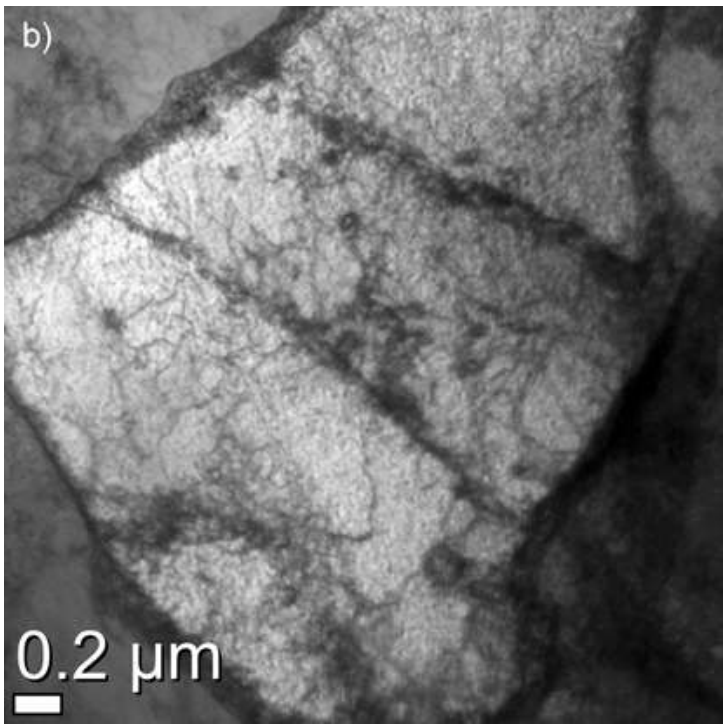


그림 43. 초기 표본의 전위 구조

- 높은 변형 진폭 수준(ε_a=0.6%)에서 주기적인 변형은 그림45에서 볼 수 있듯이 입자벽에 불규칙적으로 배열되어 부분적으로 발달된 입자를 형성
- 그림45b에서 부분적으로 발달된 입자 내의 전위 밀도는 0.4%의 변형 진폭에서 관찰 된 것보다 상대적으로 높은 것을 알 수 있음
- 가장 높은 변형 진폭 수준(ε_a=1.0%)에서, cell / sub-grain을 포함한 전위 구조는 완전히 발달됨
- cell / sub-grain 사이의 영역은 거의 전위가 없음
- 그림46에서 cell / sub-grain 내의 전위 밀도는 낮은 변형 진폭(즉, ε_a=0.4% , ε_a=0.6%)에서의 변형된 시편에서 관찰된 것보다 높은 것을 알 수 있음
- 그림46에 전위 입자의 추가적인 감소를 나타냄

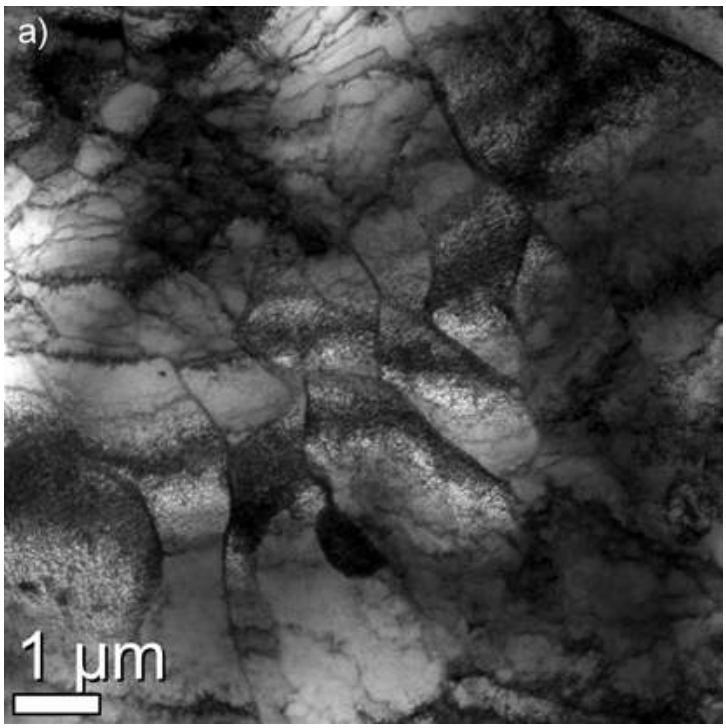


(a) 1μm의 전위 구조

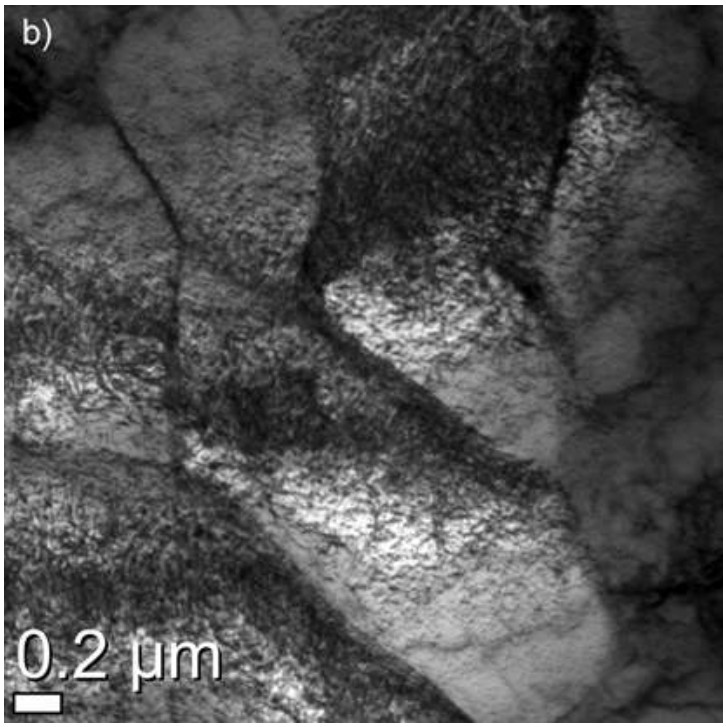


(b) 0.2μm의 전위 구조

그림 44. 파괴 후 ε_a=0.4% 변형된 시편의 전위 구조

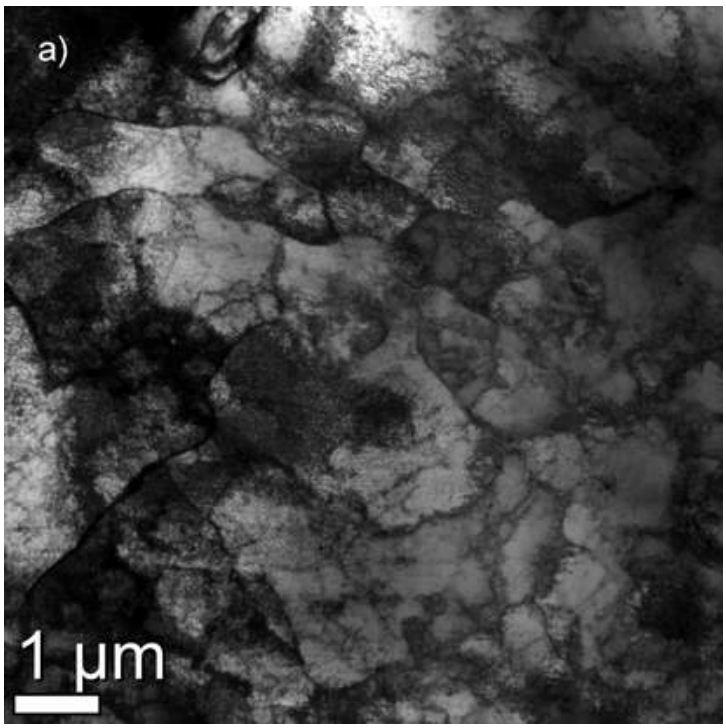


(a) 1μm의 전위 구조

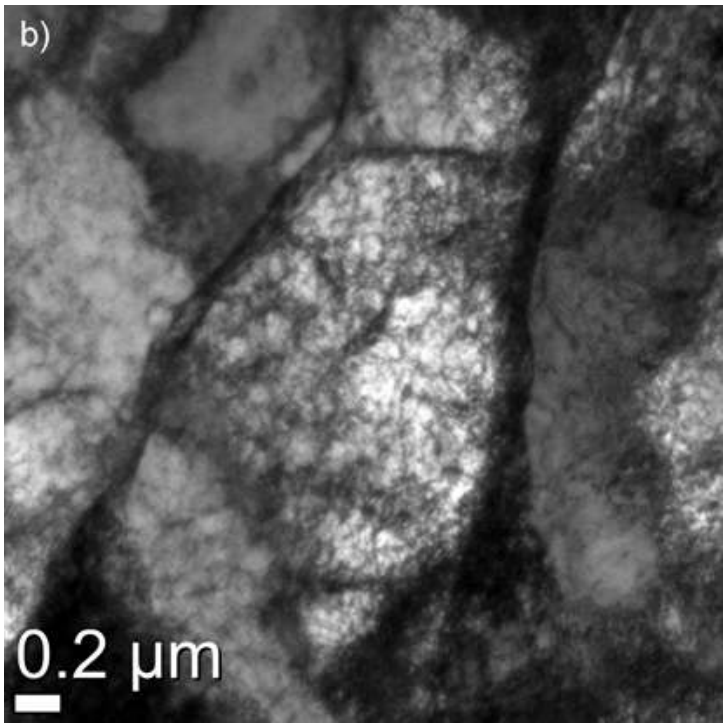


(b) 0.2μm의 전위 구조

그림 45. 파괴 후 ε_a=0.6% 변형된 시편의 전위 구조



(a) 1μm의 전위 구조



(b) 0.2μm의 전위 구조

그림 46. 파괴 후 ε_a=1.0% 변형된 시편의 전위 구조

(4) 다른 변형 진폭 피로레벨의 압입 반응

- 연구된 재료의 항복강도-변형률 속도 관계를 조사하기 위해 각 변형 진폭 레벨에 대해 $0.02s^{-1}$에서 $0.2s^{-1}$까지의 서로 다른 변형률 속도로 최소 80CSM 압입을 수행
- 그림47는 LCF1(변형 진폭ε_a=±0.4%), LCF2(변형 진폭ε_a=±0.6%), LCF3(변형 진폭ε_a=±0.8%) 및 LCF4(변형 진폭ε_a=±1.0%)의 압입 곡선에 대한 변형률 속도효과를 나타냄
- 변형률 속도는 가력/제력 곡선과 크기에 큰 영향을 미치는 것을 알 수 있음
- 하중 단계에 대해 최대 변위는 모든 압입 동안 일정하게 제어되었지만 변형률 속도 레벨이 증가하면 최대하중이 증가하여 하중곡률이 증가함을 알 수 있음
- 그림47에서 제시한 4가지 LCF 레벨의 압입 응답으로부터, 하중곡률과 변형 진폭의 관계를 그림48에 나타냄
- 결론적으로, 높은 변형 진폭 레벨에서 높은 하중곡률이 나타나고, C의 추정 값은 선형적으로 증가
- 관측된 값은 SM490 구조용 강재에 대한 이전 연구에서 보고된 경향과 매우 일치함

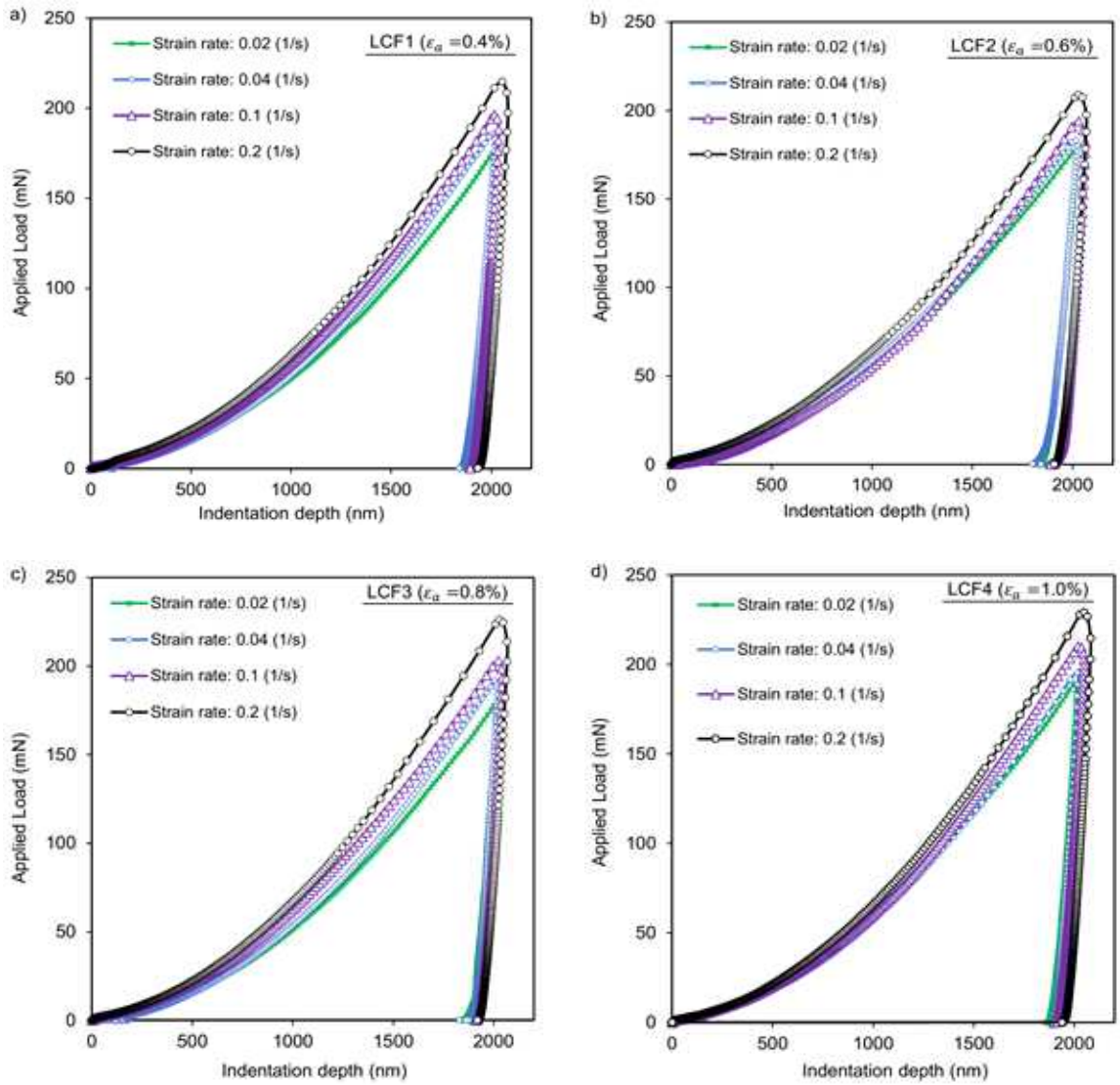


그림 47. 다른 변형률 속도 (a)ε_a=0.4%, (b)ε_a=0.6%, (c)ε_a=0.8%, (d)ε_a=1.0% 의 하중-변위 곡선

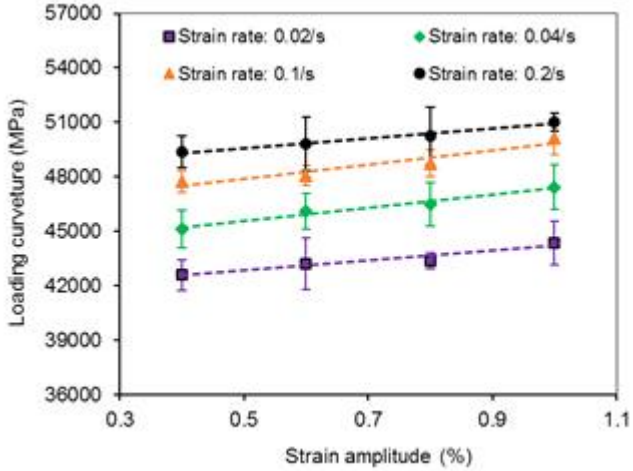
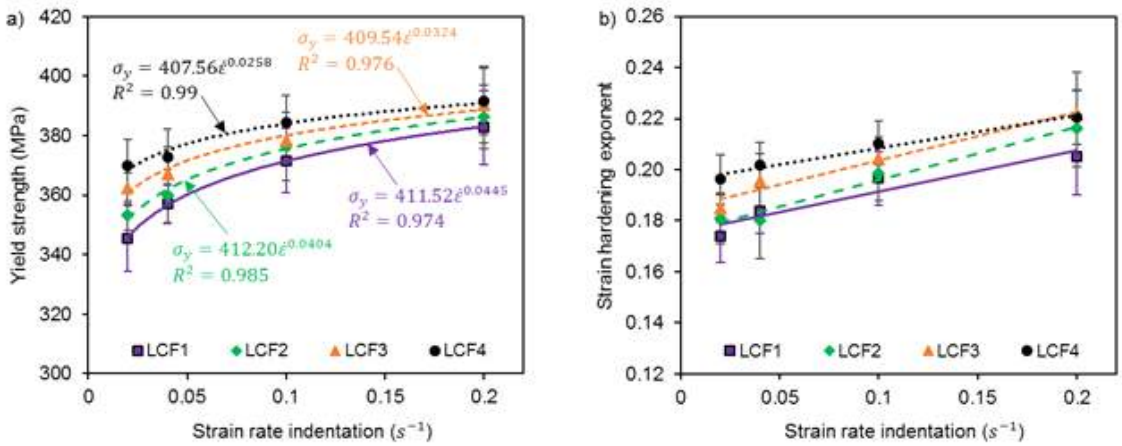


그림 48. 서로 다른 변형률 속도에서 하중곡률에 대한 변형 진폭 효과

(5) 강재의 피로도와 변형률 속도효과 간의 상관관계 도출

- 4가지 변형 진폭 레벨에 대한 압입 반응으로부터, 항복강도 σ_y와 변형경화지수 n을 포함한 소성 특성을 분석적 방법으로 구할 수 있음
- 결론적으로, 변형률 속도에 따른 항복강도와 변형경화지수의 변형률 속도에 따른 경향은 그림49와 같으며 각 데이터 포인트는 평균 10개의 값을 나타내고 오차 막대는 ±1 표준 편차를 가짐
- 4가지 변형 진폭 레벨에서 구조용 강재의 소성평형 단계를 나타내는 α값은 압입실험 데이터 및 유한요소해석으로 예측됨
- 모든 피로 파괴 시편(LCF1, LCF2, LCF3 및 LCF4)의 α값 추정에 대한 자세한 내용은 다른 문헌을 통해 알 수 있음



(a)항복강도 (b)변형경화지수

그림 49. 0.4% 변형률 진폭수준에서 소성 특성에 대한 변형률 속도효과

- 그림49a에서 모든 피로파괴 시편에 대해 $0.02s^{-1}$~$0.2s^{-1}$의 범위에서 변형률 속도효과가 증가함에 따라 항복강도도 증가함을 알 수 있음
- 그림49b에서 모든 피로파괴 시편에 대해 더 높은 변형률 속도효과 조건 하에서 보다 높은 변형경화지수가 나타남
- 항복강도와 변형경화지수의 현재 결과는 기존 문헌에서 보고된 경향과 매우 일치함

- 항복강도의 변형률 속도에 따른 경향에 따라 주기적 피로하중(cyclic fatigue loading)의 변형률 속도 민감도 거동을 조사함
- 항복강도와 변형률 속도 사이의 관계는 아래의 power-law 함수로 설명됨

$$\sigma_y = a\dot{\epsilon}^m$$

- 여기서 a는 재료상수(MPa)이고 m은 변형률 속도 민감도를 말함
- 다양한 변형률 속도 레벨(즉, $\dot{\varepsilon}=0.02s^{-1}$, $0.04s^{-1}$, $0.1s^{-1}$ 및 $0.2s^{-1}$)에서 항복강도의 실험 데이터와 변형 진폭 레벨(즉, ε_a = 0.4%, 0.6%, 0.8% 및 1.0%) 4가지 power-law 함수는 그림49a와 같이 회귀분석에서 잘 확립됨
- 위 식은 항복강도와 변형률 속도 사이의 관계를 좋은 회귀매개변수로 나타남

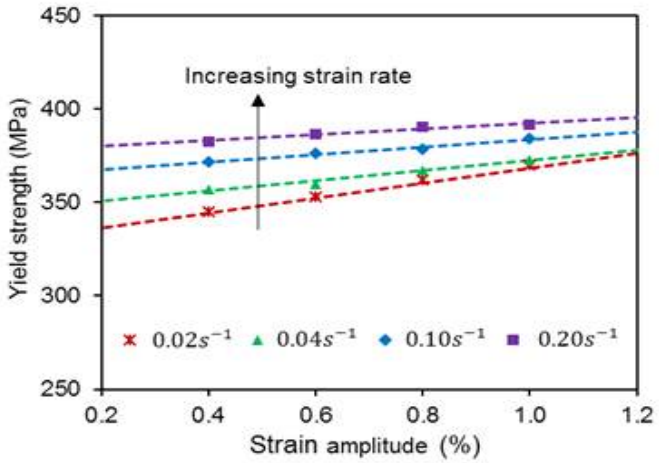


그림 50. 서로 다른 변형률 속도에서 항복강도에 대한 저주기 피로하중 효과

- 그림50은 4가지 변형률 속도 레벨에 대한 변형률 진폭과 비교한 항복강도의 그래프를 나타냄
- 결론적으로, 변형률 진폭 레벨이 0.4~1.0% 범위에서 증가할 때 항복강도가 거의 선형적으로 증가함을 보여줌
- 이 결과는 변형률 속도-의존성과 항복강도의 변형 진폭-의존 거동이 구별된다는 것을 증명함
- 초기 연구에서 몇몇 저자는 반복하중(cyclic loading)을 받는 여러 강재 유형의 기계적 특성 변화를 조사함
- 이 연구에 따르면 항복강도는 변형 횟수가 증가함에 따라 선형 증가를 보임
- 항복강도는 스테인리스 스틸에서 변형 진폭이 0.4%에서 2.0%로 증가함에 따라 약간 증가하는 것으로 보고됨
- nickel-base superalloy에서 0.3%에서 0.5%로 증가함에 따라 약간 증가하는 것으로 보고됨
- 구조용 강재의 경우, Pham & Kim[Pham & Kim, Microstructure evolution and mechanical properties changes in the weld zone of a structural steel during low-cycle fatigue studied using instrumented indentation testing, 2016]은 변형률 진폭이 증가할 때 항복강도 값이 선형적으로 증가한다고 보고함
- SS400 구조용 강재의 기계적 특성의 변형 진폭-의존적인 거동은 여러 강재 유형에서 보고된 일반적인 경향과 일치함

(6) 변형 진폭 피로 조건에서의 변형률 속도 민감도 거동

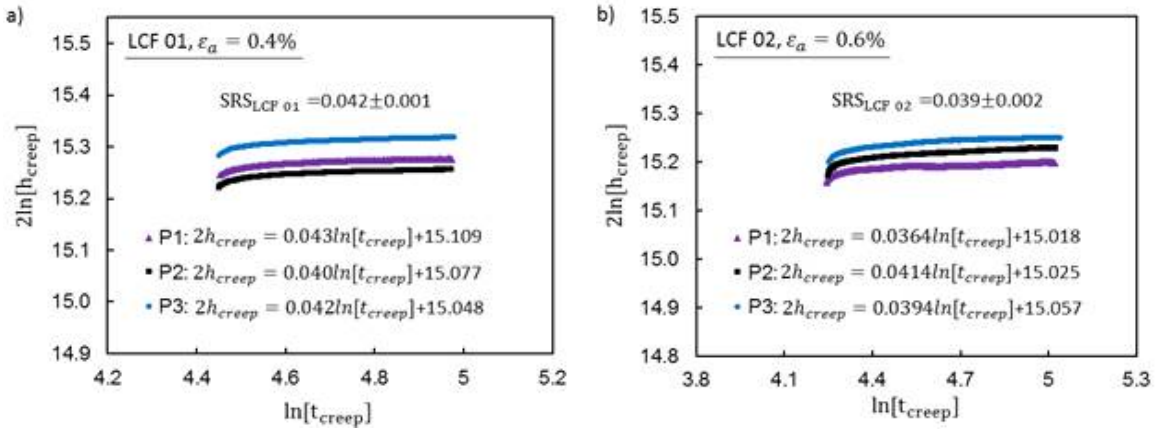
- 변형률 속도 민감도에 미치는 반복 하중 피로의 영향을 다양한 변형률 속도에서의 항

복강도 데이터를 통해 조사함

- SS400 구조용 강재의 SRS 값은 2가지 방법으로 계산할 수 있음
- 첫 번째 방법은 식$\sigma_y = a\dot{\epsilon}^m$을 사용하여 항복강도의 데이터로부터 계산하고, 두 번째 방법은 Alkorta[Alkorta et al, Critical examination of strain rate sensitivity measurement by nanoindentation methods: application to severely deformed niobium, 2008]에 의해 제안된 아래와 같은 방정식을 사용하여 크리프 압입 반응으로부터 추정함.

$$SRS = m = 2\frac{\triangle \ln(h_{creep})}{\triangle \ln(t_{cree})} = 2\frac{\ln(h_2/h_1)}{\ln(t_2/t_1)}$$

- 여기서 h_{creep}는 시간(t_{creep})의 power-law 함수에 의해 기술된 압입 크리프 변위를 말함
- 본 연구에서 크리프 압입 실험은 실온에서 100초의 유지시간동안 $300mN/\min$의 가력/제력 속도 하에서 수행
- 식$\sigma_y = a\dot{\epsilon}^m$ 을 사용하여 계산된 SRS 결과는 그림49a에 나타냄
- 크리프 모델로부터 얻어진 값은 그림51에 나타내고, 표6에서 두 방법으로부터 계산된 값의 비교함
- 표6에서 볼 수 있듯이 크리프 압입 실험에서 얻은 SRS 값은 모든 피로파괴 시편에 대해 -7.15%에서 5.08%사이의 상대 오차로 실험된 항복강도의 값을 통해 추정된 값과 일치함
- 서로 다른 변형률 압입에서 지속하중(constant loading)속도와 크리프 압입 데이터를 통해 추정된 SRS 값 사이의 미묘한 차이는 SRS 값을 추정하기 위해 사용된 응력상태가 서로 실질적으로 다르다는데 기인함
- 크리프 압입 반응은 크리프 압입 실험을 수행하는데 사용된 유지시간에 약간 의존하는 것으로 보임
- 변형률 속도는 압입 실험의 크리프 변위 응답에 크게 영향을 주어 SRS 값의 변화를 초래함
- 크리프 압입 방법이 그림51와 표6에 제시된 것처럼 신뢰할 수 있는 결과를 보이지만, 이 방법은 적용된 유지시간과 변형률 속도의 영향으로 인해 SRS 값 결정에 높은 정확성을 보장하지 못할 수 있음
- 높은 정확성과 압입 실험의 신뢰성을 보장하기 위해 구조용 강재의 SRS 값을 평가할 때 지속하중 비율 방법을 사용해야함



(a)LCF1(ε_a=0.4%) (b)LCF2(ε_a=0.6%)

(c)LCF3(ε_a=0.8%) (d)LCF4(ε_a=1.0%)

그림 51. 크리프 압입을 사용한 변형률 민감도 추정

표 6. 일정한 하중 속도와 크리프 압입 실험을 사용하여 얻은 변형률 속도 민감도의 값 비교

	변형률 속도 민감도(SRS)		
	지속하중 압입	크리프 압입	오차(%)
LCF1	0.045	0.042	5.62%
LCF2	0.040	0.039	4.46%
LCF3	0.032	0.031	3.12%
LCF4	0.026	0.028	-7.15%

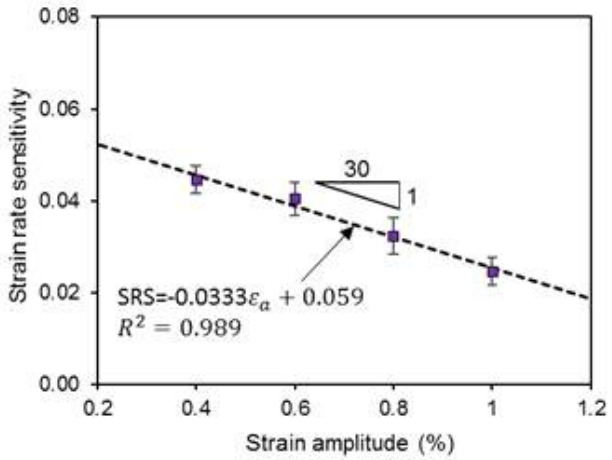


그림 52. 여러 변형 진폭 레벨에서 강재 SS400의 변형률 민감도

- 반복 하중에서의 변형률 민감도 거동은 그림52와 같이 나타남

- 여기서 각 데이터 포인트는 평균 SRS값을 나타내며 오차 막대는 ±1 표준 편차를 가짐
- SRS 값은 변형 진폭 레벨에 크게 의존하고 변형 진폭이 0.4%에서 1.0%로 증가함에 따라 감소하는 경향을 보임
- SRS-변형률 진폭의 관계는 그림52에 제시된 바와 같이 회귀매개변수가 있는 $SRS = -0.0333\varepsilon_a + 0.059$ 와 같이 선형함수를 사용하여 설명할 수 있음
- 저주기 피로 하에서 압입 공정 동안의 항복강도 경향은 변형률 속도 민감도 경향과 비교하여 상당히 다른 것을 알 수 있음
- 변형률 진폭이 증가 할 때 항복강도는 증가하는 경향이 있는 반면 변형률 속도 민감도는 선형으로 감소하는 경향을 보임
- 본 연구에서 구조용 강재로 보고된 일반적인 경향의 SRS 결과 정확성을 보장하기 위해 다른 변형 진폭 레벨에서의 SRS 값을 여러 유형의 구조용 강재에 적용되는 동적하중 인장 또는 압축 실험에서 얻은 값과 비교함
- SRS는 최소 항복강도의 함수로 그림53과 같이 변형률 속도 민감도와 항복강도의 표가 사용되며, 여기서 지정된 최소 항복강도 값은 $0.001s^{-1}$의 변형률 속도임
- 아래 그림53에서 SRS 값은 특정 최소 항복강도가 증가함에 따라 감소하는 경향이 있으며, 본 연구의 SRS 결과는 여러 유사한 유형의 구조용 강재에 대해 보고된 일반적인 경향과 일치함
- SRS 값의 일관성은 본 연구 결과의 신뢰성과 정확성을 나타냄

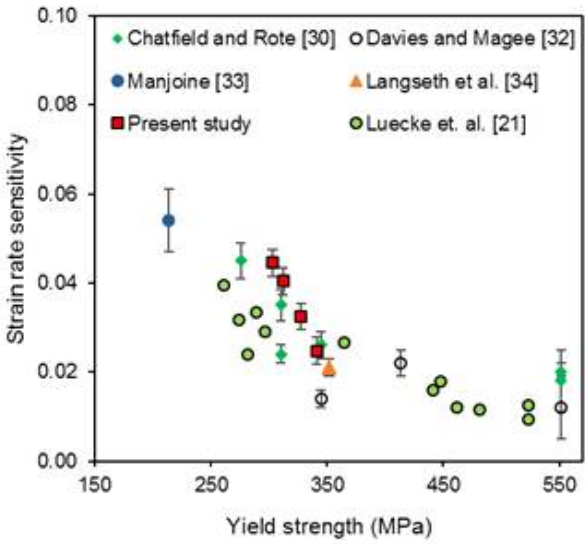


그림 53. 강재 SS400의 변형률 속도 민감도와 연구에서의 구조용 강재 값 비교

(7) 구조용 강재의 재료적 특성인 변형 진폭의 의존적 거동을 나타내는 micro-mechanism

- 본 연구에서 저주기 피로 조건에서 SS400 구조용 강재의 항복강도, 변형경화지수 및 변형률 속도 민감도의 변형 진폭-의존적 거동을 담당하는 micro-mechanism은 피로 변형 시의 미세구조 변화에 기인한 것일 수 있음
- 이전에 지적한 바와 같이, 주기재하조건(cyclic loading condition) 동안, 소성변형은 전위촉진 작용(precipitation strengthening), 전위-분리 작용(working hardening), 표면 결함(grain boundary)으로 구성된 전위 또는 라인 결함을 발생시킴
- low-stacking 결함 에너지를 갖는 재료에 대한 전위밀도(ρ)와 평균 입자 직경(d) 사이의 관계는 $d = K/\sqrt{\rho}$로 나타낼 수 있음
- 여기서 K는 constant factor이며, 유동응력(σ)은 아래 식과 같이 전위밀도의 함수로서 나타낼 수 있음

$$\sigma = \alpha \mu b \sqrt{\rho}$$

- 여기서 α, μ와 b는 각각 constant factor, 전단탄성계수와 Burgers 벡터를 말함
- 유동응력-평균 입자 크기 관계는 아래 식으로 표현될 수 있음

$$\sigma = \alpha \mu b \sqrt{\rho} = \frac{\alpha \mu b K}{d}$$

- 이 식은 α, μ, b 및 K가 주어진 물질에 대해 일정하기 때문에 유동응력이 평균 입자 크기에 반비례함을 나타냄
- 모든 압입은 15μm의 압입크기에 상응하는 2,000nm의 최대변위를 갖는 변위제어모드에서 수행되는 반면, 전위 입자의 크기는 그림44-46에 제시된 바와 같이 0.5~2.5μm 범위에 속함
- 압입이 많은 전위 입자를 관통하기 때문에, 현재 압입실험의 기계적 특성 및 압입반응은 평균값임
- 평균 입자 크기가 감소하기 때문에 변형 진폭이 증가함에 따라 전위밀도가 증가하는 경향이 있어 유동응력, 항복강도 및 압입경도의 증가로 이어지는 것은 Holt이론, 변형률 구배모델(gradient model), 그림44-46에 나타낸 마이크로 구조 evolution으로부터 알 수 있음
- 재료의 변형 경화는 전위의 움직임에 기인함, 예를 들어 전위는 상호작용하며 서로를 방해함
- 앞서 진술한 바와 같이 소성변형은 반복하중 하에서 많은 전위를 발생시킴
- 전단력이 가해질 때 전위는 한 층의 원자에서 다른 층으로 이동함
- 이러한 전위방해와 상호작용은 전위의 움직임을 방해함
- 이러한 장애물은 주로 입자경계, 전위의 운동, 전위의 미끄러짐(easy slip system) 및 기타 결함으로 인해 발생함
- 전위는 장애물을 극복하기 위해 더 많은 힘이 필요함
- 응력이 증가함에 따라 전위는 초기 지점에서 새로운 위치로 변형 될 수 있음
- Holt의 이론[M.R. Staker, D.L. Holt, The dislocation cell size and dislocation density in copper deformed at temperatures between 25 and 700°C, 1972]에 기초하여, Ye의 연구[D. Ye, S. Matsuoka, N. Nagashima, Determination of fatigue mesoscopic mechanical properties of an austenitic stainless steel using depth sensing indentation(DSI) technique, 2007]는 입자 크기가 작은 전위밀도 물질이 전위 운동에 대해 더 높은 마찰 응력을 갖는다는 것을 보여줌
- 따라서, 전위 입자 크기 감소 때문에 변형 진폭이 증가할 때 변형경화지수(strain hardening exponent)도 증가하여 전위운동에 대한 마찰응력이 증가함
- SS400 구조용 강재의 SRS 거동은 변형 진폭 레벨이 증가함에 따라 선형적인 감소를 보였으며 반복하중 하에서 입자 크기의 변화에 기인함
- 실제로 압입 실험에 따르면 아래 식과 같이 SRS는 압입 경도, 변형률속도 및 활성화 부피(V^*)의 함수로 표현 할 수 있음

$$m = \frac{\partial \ln H}{\partial \ln \dot{\varepsilon}_I} = 3\sqrt{3}\,\frac{k_b T}{V^* H'}$$

- 여기서 k_b와 T는 Boltzmann 상수와 절대온도를 말함
- 경도는 Tabor의 계수 c를 통한 재료의 유동응력과 $H = c\sigma = \frac{\alpha \mu b c K}{d}$와 관련되어 SRS는 아래 식과 같이 입자 크기의 함수로 표현될 수 있음

$$m = \frac{3\sqrt{3}\, k_v T}{\alpha \mu b c K V^*} d = k' d$$

- 주어진 물질에 대해 α, μ, b, k_b, c 및 V^*은 양의 값이고 일정하다는 사실 때문에 SRS가 전위 입자 크기에 비례한다는 것은 명백함
- 입자 크기에 대한 SRS의 선형 관계는 Kashyap & Mukherjee[B.P. Kashyap, A.K. Mukherjee, Investigation of grain growth and strain rate sensitivity if a superplastic micro duplex steel at 1000°C, 1983] 및 Jia et al[D. Jia, K.T. Ramesh, E. Ma, Effects of nanocrystalline and ultrafine grain sizes on the constitutive behavior and shear bands in iron, 2003] 등이 보고한 강재의 일반적인 경향과 일치함
- 결론적으로, 변형률 진폭 레벨이 더 증가하면 전위 입자의 평균 크기는 점진적으로 감소하여 실험 물질의 변형률 속도 민감도를 감소시킨다는 것을 그림44와 그림46에서 제시된 미세구조의 진화로부터 추론 할 수 있음

라. 변형률 속도효과를 고려한 강구조물의 해석

- 지진하중에 대한 강구조물의 취약도 함수를 개발
- 지진하중에 대한 강구조물의 잔류 변형량(remaining deformation)을 바탕으로 강구조물의 피해정도를 표7과 같이 정의

표 7. 잔류변형량에 따른 손상정도

손상정도(Damage level)	잔류 변형량(mm)
미약(Slight)	1.0
중간(Moderate)	10.0
과다(Extensive)	50.0
붕괴(Collapse)	50.0

- 그림54과 같은 유한요소 모형을 고려하여 지진하중에 대한 강구조물의 잔류 변형량을 결정
- 사례연구를 위한 강구조물은 높이 5m 기둥과 길이 5m 보로 이루어진 프레임을 채택하였으며, 평면프레임으로 모델링 하였음
- 기둥과 보의 단면은 그림55와 같음
- 2개의 노드를 가지는 평면 보 요소를 사용하여 지진하중에 의한 잔류변형량을 해석함
- 해석에 사용된 강재의 재료모델은 표8에 제시

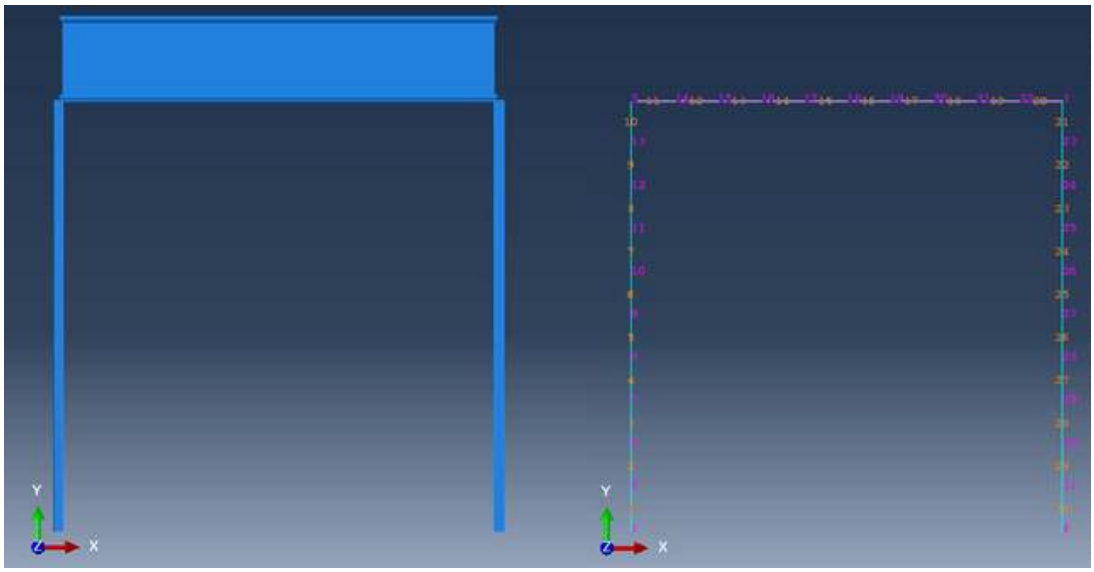
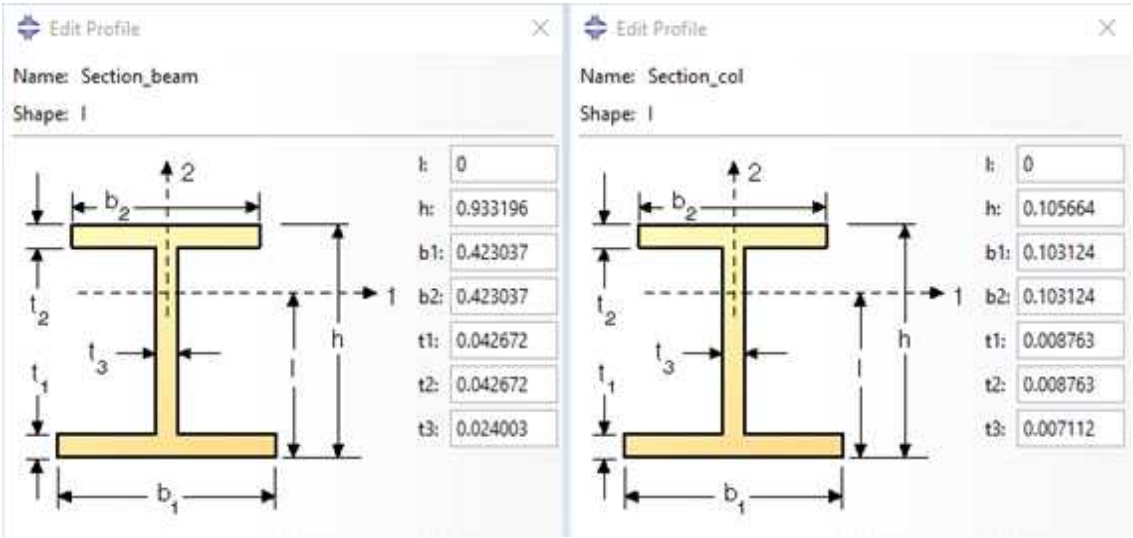


그림 54. 강구조 프레임 유한요소해석 모형



(a) (b)

그림 55. 강구조 프레임의 (a) 보 단면과 (b) 기둥 단면

표 8. 유한요소해석을 위한 강재의 성질

물성	수치
항복응력	$350\,MPa$
밀도	$7800\,kg/m^3$
탄성계수	$2.1011N/m^2$
포아송비	0.3

- 유한요소해석에서 강재의 변형률 속도효과(strain rate effect)는 아래의 Cowper-Symmonds 모형을 사용하여 고려

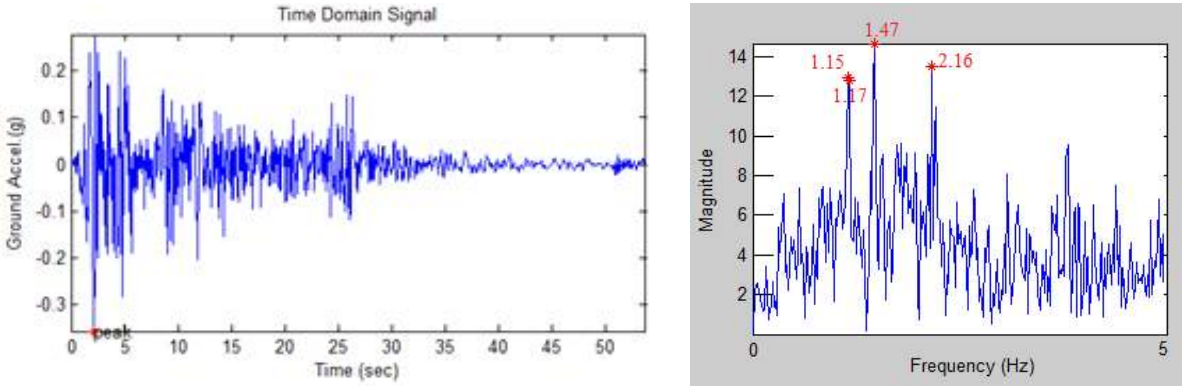
$$\bar{f} = f_0\left[1+\left(\frac{\dot{\epsilon}}{D}\right)^{1/n}\right] \qquad (1)$$

- 식(1)에서 $\bar{f}$는 변형률 속도 $\dot{\epsilon}$에 따른 항복응력
- D와 n은 Cowper-Symmonds 모형 계수로 일반적으로 40과 5를 사용

표 9. 유한요소해석에 사용된 50개 지진파

번호	지진명	최대 지반 가속도(g)	1차 진동수(Hz)	2차 진동수(Hz)	3차 진동수(Hz)	4차 진동수(Hz)
1	1940, El Centro Site, 270 Deg	0.3569	1.47	2.16	1.15	1.17
2	1940, El Centro Site, 180 Deg	0.2142	2.13	2.36	0.84	2.49
3	1940, El Centro Site, Vertical	0.2468	8.42	8.44	8.96	8.59
4	1952, Taft Lincoln School, 69 Deg	0.1557	1.38	1.36	1.64	1.62
5	1952, Taft Lincoln School, 339 Deg	0.1793	2.98	2.28	3	2.37
6	1952, Taft Lincoln School, Vertical	0.1048	4.38	1.31	4.37	1.44
7	1952, Hollywood Storage P.E., 270 Deg	0.0592	1.06	2.03	0.95	0.97
8	1952, Hollywood Storage P.E., 0 Deg	0.042	1.2	0.31	0.28	1.02
9	1952, Hollywood Storage P.E., Vertical	0.0205	0.47	1.02	1.83	1.42
10	1971, San Fernando, 69 Deg	0.3154	2.94	2.93	2.91	3.01
11	1971, San Fernando, 159 Deg	0.2706	2.15	2.16	1.83	1.84
12	1971, San Fernando, Down	0.1563	4.88	4.86	4.9	4.99
13	1979, James RD. El Centro, 220 Deg	0.7777	1.59	1.8	1.83	1.56
14	1979, James RD. El Centro, 310 Deg	0.5952	1.4	1.61	1.64	1.37
15	1979, James RD. El Centro, Up	0.4784	0.53	0.43	9.37	9.34
16	1985, Mexico City, Station 1, 180 Deg	0.1711	0.49	0.49	0.48	0.5
17	1985, Mexico City, Station 1, 270 Deg	0.0998	0.49	0.48	0.48	0.51
18	1994, Northridge, Sylmar County Hosp., 90 Deg	0.6038	1.58	1.17	1.13	1.15
19	1994, Northridge, Santa Monica, City Hall Grounds, 0 Deg	0.3695	1.5	2.68	2.72	1.48
20	1994, Northridge, Santa Monica, City Hall Grounds, 90 Deg	0.8823	0.43	4.4	4.42	4.38
21	1994, Northridge, Arleta and Nordhoff Fire Station, 90 Deg	0.3437	0.83	1.08	0.85	0.87
22	1989, Loma Prieta, Oakland Outer Wharf, 270 Deg	0.2755	1.7	1.58	0.7	0.68
23	1989, Loma Prieta, Oakland Outer Wharf, 0 Deg	0.2196	0.63	1.3	1.45	1.33
24	1971, San Fernando Pocoima Dam, 196 Deg	1.0748	2.33	2.49	2.35	2.3
25	1971, San Fernando Pocoima Dam, 286 Deg	1.1697	4.78	2.53	2.56	3.73
26	1966, Parkfield Cholame,Shandon, 40 Deg	0.237	0.95	2.1	3.7	0.84
27	1966, Parkfield Cholame,Shandon, 130 Deg	0.2747	2.03	2.37	3.13	0.88
28	1971, San Fernando 8244 Orion Blvd., 90 Deg	0.2547	0.57	0.61	3.16	3.18
29	1971, San Fernando 8244 Orion Blvd., 180 Deg	0.1342	0.34	0.32	0.35	0.37
30	Method of Seismic Intensity- level -Type I	0.1043	0.6	0.24	1.2	1
31	Method of Seismic Intensity- level -Type II	0.1207	1.2	2.57	0.4	3.03
32	Method of Seismic Intensity- level -Type III	0.1431	1.06	0.52	0.7	0.82
33	T1-I-1 (1978, MIYAGI-Coast, LG)	0.3251	0.73	0.6	0.53	0.43
34	T1-I-2 (1978, MIYAGI-Coast, TR)	0.3262	0.4	0.9	1.13	0.33
35	T1-I-3 (1993, HOKKAIDO-S/W_Coast, LG)	0.3291	0.65	0.6	0.47	0.55
36	T1-II-1 (1968, HYUGANADA-Coast, LG)	0.3698	0.75	0.9	0.45	0.65
37	T1-II-2 (1968, HYUGANADA-Coast, TR)	0.3925	0.07	0.4	0.85	0.45
38	T1-II-3 (1994, HOKKAIDO-EastCoast, TR)	0.3721	0.42	0.94	0.26	0.72
39	T1-III-1 (1983, NIHONKAI-Central, TR)	0.4419	0.57	0.47	0.7	0.33
40	T1-III-2 (1983, NIHONKAI-Central, LG)	0.4324	0.62	0.77	0.52	0.43
41	T1-III-3 (1994, HOKKAIDO-EastCoast, LG)	0.4472	0.47	0.3	0.1	0.48
42	T2-I-1 (1995, HYOUGOKEN_South, NS)	0.8281	1.37	1.4	1.6	3.4
43	T2-I-2 (1995, HYOUGOKEN_South, EW)	0.781	1.87	2.07	1.83	2.03
44	T2-I-3 (1995, HYOUGOKEN_South, NS)	0.7955	1.47	3.63	1.37	1.5
45	T2-II-1 (1995, HYOUGOKEN_South, NS)	0.7004	0.97	0.82	0.9	1
46	T2-II-2 (1995, HYOUGOKEN_South, EW)	0.6859	0.92	0.62	0.6	0.9
47	T2-II-3 (1995, HYOUGOKEN_South, N30W)	0.7509	0.75	0.77	1.57	0.8
48	T2-III-1 (1995, HYOUGOKEN_South, N12W)	0.6027	0.5	0.52	0.66	0.54
49	T2-III-2 (1995, HYOUGOKEN_South, NS)	0.5685	1.36	0.6	0.62	1.34
50	T2-III-3 (1995, HYOUGOKEN_South, EW)	0.6314	0.6	0.62	0.46	0.78

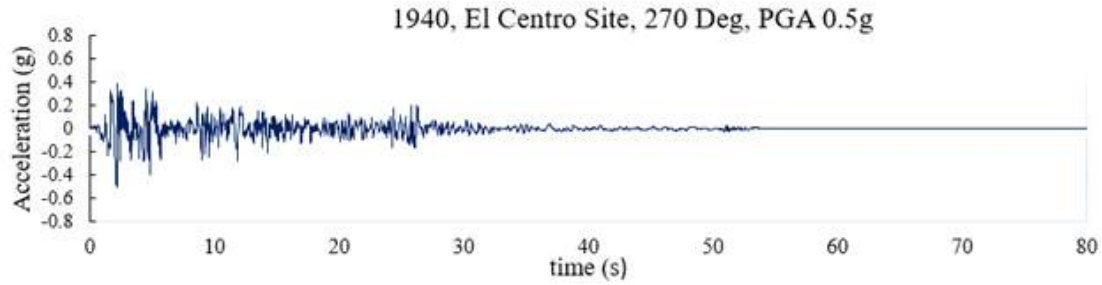
- 지진하중의 조합은 표9에 보인 대표적인 지진파 50개의 최대지반가속도(Peak ground acceleration, PGA)를 스케일링하여 사용하였음
- 50개 지진파에 대하여 그림56와 같이 시간에 따른 최대지반가속도(peak ground acceleration, PGA) 데이터를 고속푸리에 변환(Fast Fourier Transform, FFT)에 의해 진동수 영역으로 변환
- 변환된 진동수 영역에서 대표적인 4개의 진동수에 대하여 순서대로 1차에서 4차까지의 진동수를 구하고 표9에 수록
- 50개 지진파를 각각의 PGA로 나누고, 0.1g부터 0.1g씩 증가시켜 1.2g까지 지진파를 스케일링하여 각각의 지진파에 대하여 12개씩의 지진파를 작성



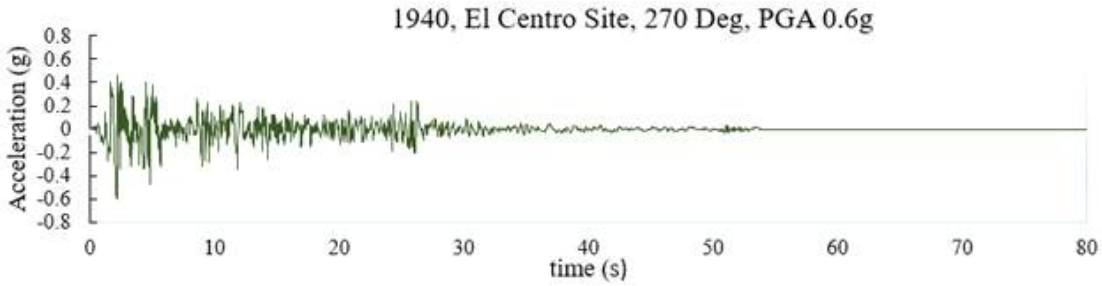
(a) (b)

그림 56. 고속푸리에 변환에 의한 지진파의 진동수 산정 (a) 시간 영역, (b) 진동수 영역 (표 9의 1번 지진파인 1940, El Centro Site, 270 Deg에 대한 예)

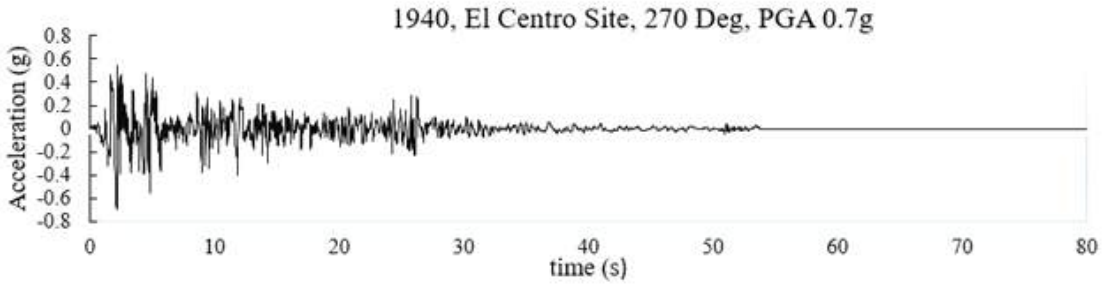
- 그림57에 표9의 1번 지진파인 1940, El Centro Site, 270 Deg에 대한 스케일링 예를 보임
- 지진파가 가지는 진동수를 유지한 상태에서 최대지반가속도의 크기를 0.5g, 0.6g, 0.7g로 스케일링한 예임
- 표9의 50개 지진파에 대하여 12개씩 총 600개의 지진파를 사용하여 유한요소해석을 수행하고, 잔류변형 해석 결과를 표10와 같이 정리함
- 표10의 결과는 변형률 속도효과를 고려하지 않은 경우에 대한 결과임
- 잔류변형량은 그림58에 보인 해석 결과에서 그림59에 보인 Node 4에 대한 Node 3의 상대변위량을 산정하여 결정하였음



(a)



(b)



(c)

그림 57. 지진파 스케일링 (a) 0.5g, (b) 0.6g, (c) 0.7g
(표 9의 1번 지진파인 1940, El Centro Site, 270 Deg에 대한 예)

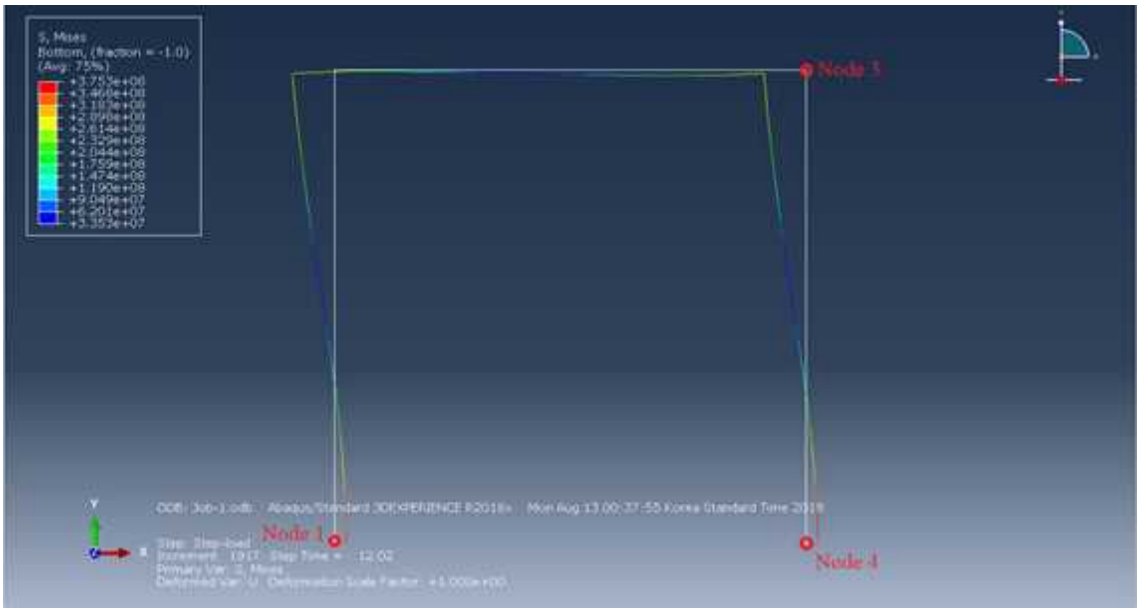


그림 58. 유한요소해석 결과로부터 잔류변형량(Node 3과 Node 4의 상대변위량) 산정

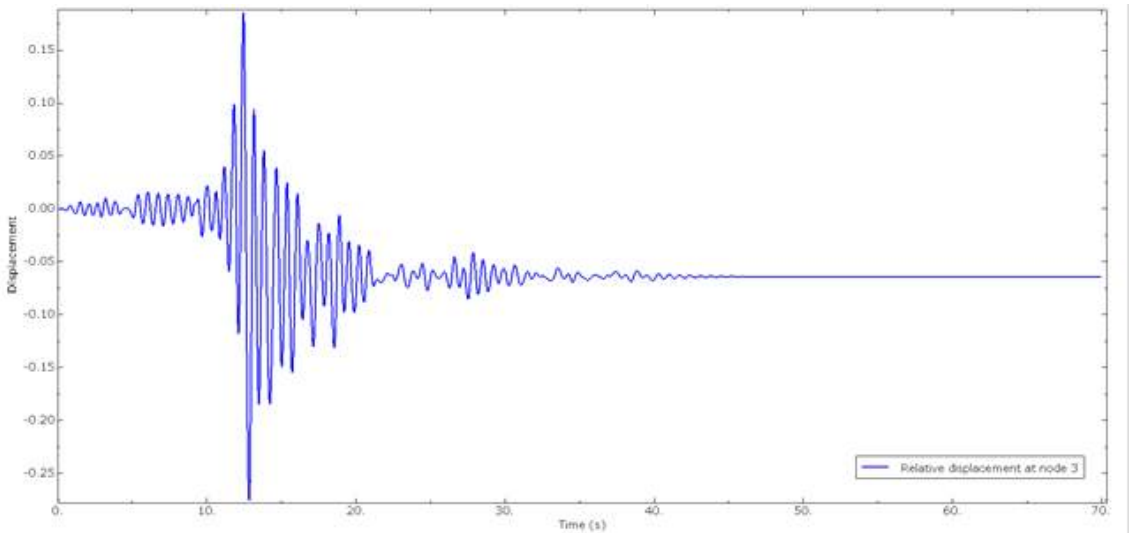


그림 59. Node 4에 대한 Node 3의 상대변위량

표 10. 잔류변형량(mm), 변형률 속도효과를 고려하지 않은 유한요소해석 결과

No	0.1g	0.2g	0.3g	0.4g	0.5g	0.6g	0.7g	0.8g	0.9g	1g	1.1g	1.2g
1	0	0	0	0	0.14	0.17	0.13	15.33	17.08	13.72	29.2	60.4
2	0	0	0	0	0.08	0.09	6.26	13.61	16.68	23.55	36.28	39.44
3	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0.9	0.98
4	0	0	0	0.44	0.55	0.13	1.83	11	5.3	1.51	5.58	16.71
5	0	0	0	0	0	1.65	1.93	2.21	3.09	10.07	17.28	32.31
6	0	0	0	0	0	0	0.33	0.36	0.31	0.77	6.3	15.23
7	0	0	0	0	0	0	0.2	2.88	24.97	50.04	66.15	76.55
8	0	0	0	0.09	0.12	16.66	8.82	10.26	6.3	24.08	55.09	58.68
9	0	0	0	0	0.36	5.61	26.62	43.51	26.66	2.42	18.19	18.51
10	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
11	0	0	0	0	0	0	1.72	1.77	5.51	16.42	19.18	8.06
12	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
13	0	0	0	0	0	0	0	1.81	2.04	4.48	17.93	33.97
14	0	0	0	0	0	0.06	1.07	13.8	18.52	7.33	0.53	3.21
15	0	0	0	0	0	0	1.74	1.99	2.23	2.48	2.73	2.98
16	0	0	0	0	0	0.04	3.36	2.92	22.22	32.7	33.3	23.58
17	0	0	0	0	0	0.95	1.11	12.48	47.51	94.43	167.4	263.7
18	0	0	0	0	0	0	0.04	0.05	0.06	6.82	22.19	38.11
19	0	0	0	0	0	0	0.04	0.04	0.05	0.13	5.85	2.2
20	0	0	0	0	0	0	0.06	0.07	0.08	0.08	0.09	0.1
21	0	0	0	0.07	0.08	0.1	12.06	13.96	3.53	11.62	40.1	74.41
22	0	0	0.14	8.06	11.68	51.6	64	71.33	74.69	82.25	108.3	118.2
23	0	0	0.02	1.18	39.15	42.71	15.61	34.21	60.47	89.29	107.7	133.7
24	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0.28	0.3
25	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0.12	0.13
26	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0.82	0.89
27	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0.12	0.13
28	0	0	0	0.55	1.99	15.63	4.87	8.71	28.75	36.52	40.26	42.01
29	0	0	0	0	1.13	1.36	9.27	33.21	53.5	55.39	62.27	66.47
30	0	0	0	0	4.84	5.8	5.01	0.46	2.4	18.35	39.38	54.92
31	0	0	0	0	1.55	1.86	11.13	2.78	18.92	24.91	38.15	34.3
32	0	0	0	0	10.93	13.11	7.65	9.03	47.77	163.0	341.8	552.8
33	0	0	0	0	9.86	40.76	71.49	113.4	179.4	342	481.6	723.3
34	0	0	0	0	0.49	2.34	43.43	73.22	114	172.5	115.7	161.4
35	0	0	0	0	21.85	26.21	47.23	73.73	129.7	239.9	383.0	545.0
36	0	0	0	0	9.82	22.35	56.39	81.65	173.0	218.0	337.0	514.9
37	0	0	0	21.57	29.11	73.04	173.1	263.5	361.3	507.5	705.2	888.8
38	0	0	0	0	7.27	23.73	45.06	113.2	120	125.6	166.9	309.1
39	0	0	0	0	15.16	26.47	73.79	77.71	52.16	47.49	26.15	26.14
40	0	0	0	0	12.08	13.93	14.97	35.57	21.65	33.23	47.07	64.58
41	0	0	0	0	3.63	17.66	46.4	56.8	48.67	10.26	5.22	73.42
42	0	0	0	0.92	1.15	15.77	30.77	46.97	56.08	68.94	98.65	98.61
43	0	0	0.01	0.01	1.27	29.63	63.97	85.2	88.04	89.8	83.29	72.47
44	0	0	0.2	0.27	0.37	17.49	36.86	38.68	38.12	31.7	15.79	18.8
45	0	0	0.49	0.65	1.42	23.75	21.77	24.96	48.02	58.65	64.81	65.66
46	0	0	0	0	0	0	25.96	30.03	38.89	31.88	12.84	9.95
47	0	0	0	0.62	0.77	2.6	9.51	19.37	37.25	37.9	21.08	1.97
48	0	0	0.37	0.5	2.15	32.29	59.51	84.47	87.3	92.11	99.42	94.39
49	0	0	0.75	1	4.23	0.92	5.91	9.39	32.71	97.41	130.7	142.4
50	0	0	0	0.23	0.29	23.2	48.08	47.28	46.67	38.49	28.52	2.25

- 표10의 해석 결과를 활용하여 취약도 함수를 결정
- 취약도 함수는 최대 가능도 추정법(Maximum likelihood stimation, MLE)을 사용하여 결정
- 취약도 함수를 로그분포의 함수 p로 가정하고 아래 식(2)의 가능도(likelihood) L을 최대로 만드는 분포 p의 파라메타를 결정

$$L = \prod \binom{1}{x} p^x (1-p)^{1-x} \qquad (2)$$

- 표10의 해석 결과를 표7에 정의된 잔류변형량에 따른 손상정도에 따라 표11와 같이 정리 가능
- 표11에서 N, S, M, E, C은 각각 손상 없음, 미약손상, 중간손상, 과다손상, 붕괴 이상의 손상을 의미
- 가능도 L을 계산하기 위하여 표11를 표12과 같이 PGA에 따른 경우의 수로 정리
- 표12으로부터 미약손상, 중간손상, 과다손상, 붕괴에 대한 최대 가능도를 주는 로그노말 함수의 평균과 분산을 결정 가능
- 미약손상(S)에 대한 평균과 분산은 각각 0.5와 0.48이며, 이 때 계산되는 가능도 L=-23.4가 최대 가능도임
- 중간손상(M)에 대한 평균과 분산은 각각 0.64와 0.46이며, 이 때 계산되는 가능도 L=-29.3임
- 과다손상(E)에 대한 평균과 분산은 각각 0.81와 0.47이며, 이 때 계산되는 가능도 L=-23.8임
- 붕괴(C)에 대한 평균과 분산은 각각 1.22와 0.44이며, 이 때 계산되는 가능도 L=-16.2임
- 결정된 취약도 함수를 그림60에 보임

표 11. 잔류변형량에 따른 손상정도

No	0.1g	0.2g	0.3g	0.4g	0.5g	0.6g	0.7g	0.8g	0.9g	1g	1.1g	1.2g
1	N	N	N	N	S	S	S	E	E	E	E	C
2	N	N	N	N	S	S	M	E	E	E	E	E
3	N	N	N	N	N	N	N	N	N	N	S	S
4	N	N	N	S	S	S	M	E	M	M	M	E
5	N	N	N	N	N	M	M	M	M	E	E	E
6	N	N	N	N	N	N	S	S	S	S	M	E
7	N	N	N	N	N	N	S	M	E	C	C	C
8	N	N	N	S	S	E	M	E	M	E	C	C
9	N	N	N	N	S	M	E	E	E	M	E	E
10	N	N	N	N	N	N	N	N	N	N	N	N
11	N	N	N	N	N	N	M	M	M	E	E	M
12	N	N	N	N	N	N	N	N	N	N	N	N
13	N	N	N	N	N	N	N	M	M	M	E	E
14	N	N	N	N	N	S	S	E	E	M	S	M
15	N	N	N	N	N	N	M	M	M	M	M	M
16	N	N	N	N	N	S	M	M	E	E	E	E
17	N	N	N	N	N	S	M	E	E	C	C	C
18	N	N	N	N	N	N	S	S	S	M	E	E
19	N	N	N	N	N	N	S	S	S	S	M	M
20	N	N	N	N	N	N	S	S	S	S	S	S
21	N	N	N	S	S	S	E	E	M	E	E	C
22	N	N	S	M	E	C	C	C	C	C	C	C
23	N	N	S	M	E	E	E	E	C	C	C	C
24	N	N	N	N	N	N	N	N	N	N	S	S
25	N	N	N	N	N	N	N	N	N	N	S	S
26	N	N	N	N	N	N	N	N	N	N	S	S
27	N	N	N	N	N	N	N	N	N	N	S	S
28	N	N	N	S	M	E	M	M	E	E	E	E
29	N	N	N	N	M	M	M	E	C	C	C	C
30	N	N	N	N	M	M	M	S	M	E	E	C
31	N	N	N	N	M	M	E	M	E	E	E	E
32	N	N	N	N	E	E	M	M	E	C	C	C
33	N	N	N	N	M	E	C	C	C	C	C	C
34	N	N	N	N	S	M	E	C	C	C	C	C
35	N	N	N	N	E	E	E	C	C	C	C	C
36	N	N	N	N	M	E	C	C	C	C	C	C
37	N	N	N	E	E	C	C	C	C	C	C	C
38	N	N	N	N	M	E	E	C	C	C	C	C
39	N	N	N	N	E	E	C	C	C	E	E	E
40	N	N	N	N	E	E	E	E	E	E	E	C
41	N	N	N	N	M	E	E	C	E	E	M	C
42	N	N	N	S	M	E	E	E	C	C	C	C
43	N	N	S	S	M	E	C	C	C	C	C	C
44	N	N	S	S	S	E	E	E	E	E	E	E
45	N	N	S	S	M	E	E	E	E	C	C	C
46	N	N	N	N	N	N	E	E	E	E	E	M
47	N	N	N	S	S	M	M	E	E	E	E	M
48	N	N	S	S	M	E	C	C	C	C	C	C
49	N	N	S	S	M	S	M	M	E	C	C	C
50	N	N	N	S	S	E	E	E	E	E	E	M

표 12 PGA에 따른 손상 경우의 수

PGA(g)	>none	>slight	>moderate	>extensive	>collapse
0.1	50	0	0	0	0
0.2	50	0	0	0	0
0.3	50	7	0	0	0
0.4	50	15	3	1	0
0.5	50	30	20	7	0
0.6	50	34	26	19	2
0.7	50	42	35	21	7
0.8	50	43	38	28	11
0.9	50	43	39	31	13
1	50	43	40	34	17
1.1	50	48	41	36	18
1.2	50	48	42	35	23

- 그림60의 취약도 함수는 변형률 속도효과를 고려하지 않은 유한요소해석 결과를 바탕으로 작성된 취약도 함수임
- 식 (1)의 변형률 속도효과를 D=40과 n=5를 사용하여 고려하고 유한요소해석을 수행하여 잔류 변형량을 계산하여 결정된 취약도 함수는 그림61과 같음

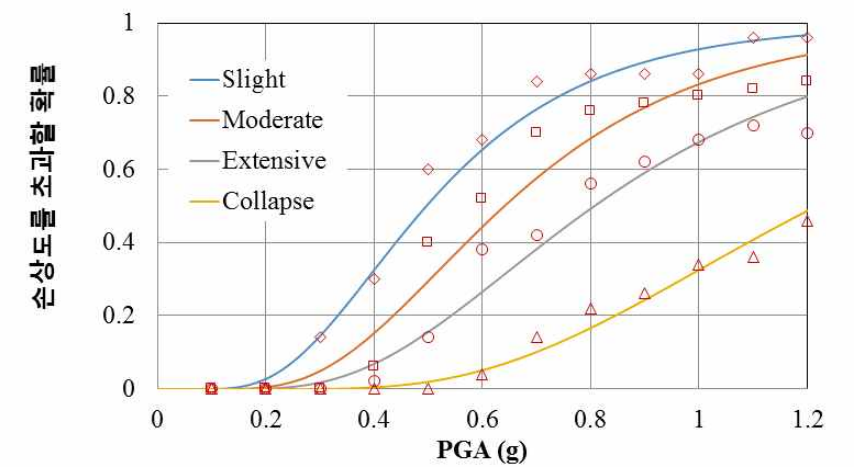


그림 60. 취약도 함수, 변형률 속도효과를 고려하지 않은 경우

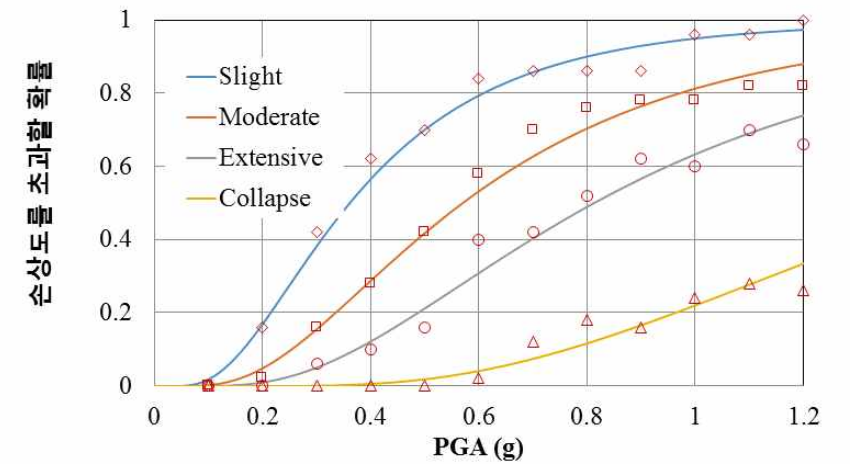


그림 61. 취약도 함수, 변형률 속도효과를 고려한 경우 D=40, n=5

• 그림60과 그림61의 취약도 함수를 그림62에서 그림65까지 손상정도에 따라 비교함

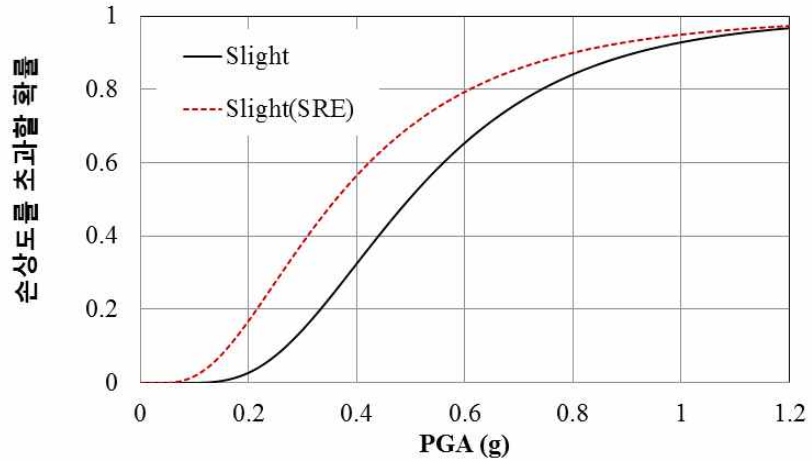


그림 62. 변형률 속도효과를 고려한 경우(SRE)와 고려하지 않은 경우의 미약손상 취약도 곡선

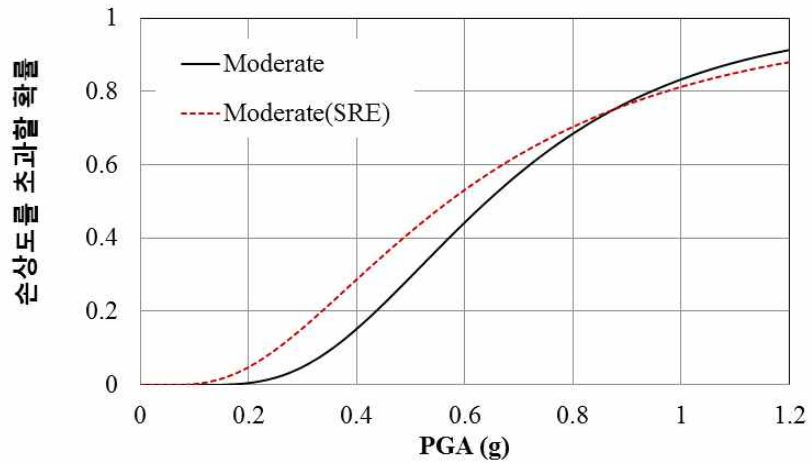


그림 63. 변형률 속도효과를 고려한 경우(SRE)와 고려하지 않은 경우의 중간손상 취약도 곡선

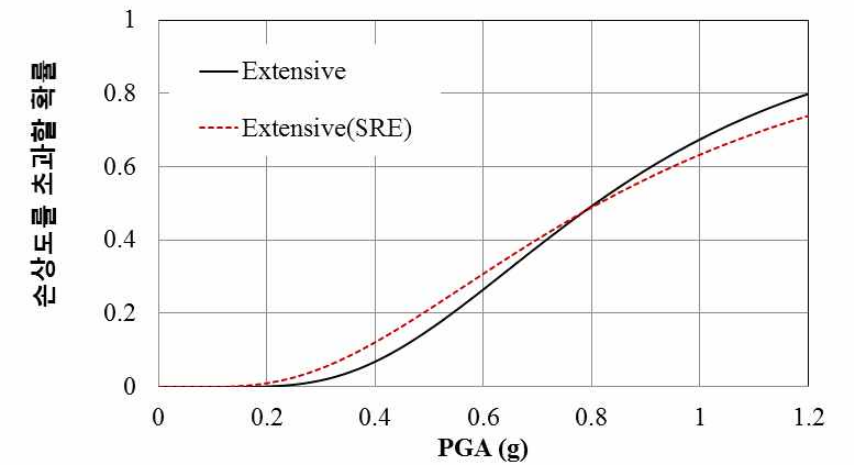


그림 64. 변형률 속도효과를 고려한 경우(SRE)와 고려하지 않은 경우의 과다손상 취약도 곡선

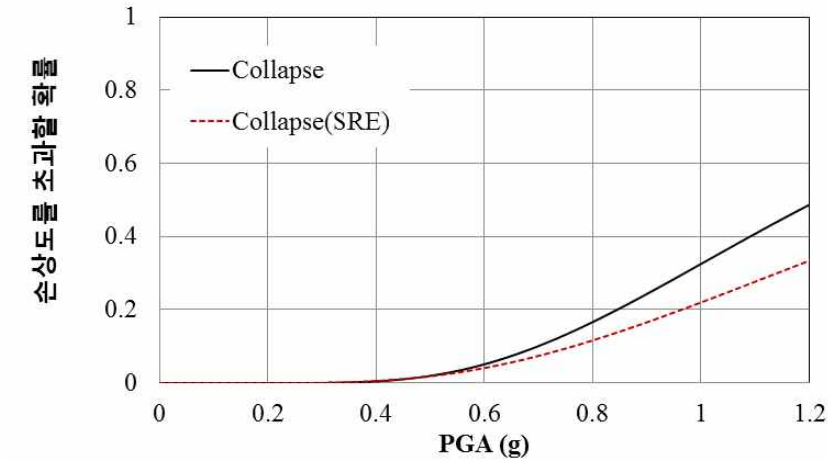


그림 65. 변형률 속도효과를 고려한 경우(SRE)와 고려하지 않은 경우의 붕괴 취약도 곡선

- 그림62에서 그림65를 살펴보면, 그림62의 미약손상의 경우에 변형률 속도효과를 고려했을 경우 더 큰 손상 확률을 보임
- 그림63의 중간손상의 경우 0.9g까지의 지진에 대하여 변형률 속도효과를 고려했을 경우 더 큰 손상 확률을 가지지만, 그 이후에는 변형률 속도효과를 고려하지 않은 경우가 더 큰 손상확률을 보임
- 그림64의 과다손상의 경우 중간손상과 유사한 경향을 보였으며, 0.8g부터 변형률 속도효과를 고려하지 않은 경우가 더 큰 손상확률을 보임
- 붕괴 확률의 경우, 그림65에 보인 것처럼 변형률 속도효과를 고려하지 않은 경우가 더 큰 손상 확률을 보임
- 변형률 속도효과를 고려한 경우와 고려하지 않은 경우의 취약도 함수는 확연한 차이를 보였으며, 어느 쪽이 더 보수적인(conservative) 방법이라고 할 수 없음
- 유한요소해석을 바탕으로 한 구조물의 지진 취약도 산정에 있어서 변형률 속도효과를 반드시 고려해야 하는 이유임
- 나노압입에 의한 변형률 속도효과 산정에 있어서, 큰 변형률 차이를 가졌던 피로 실험체의 변형률 속도효과는 작은 변형률 차이를 가졌던 피로 실험체의 변형률 속도효과에 비하여 상대적으로 작은 것으로 나타남
- 결과적으로 변형률 차이가 클수록 변형률 속도효과를 고려하는 Cowper-Symmonds 모델의 D와 n이 증가함
- 본 연구에서 제안된 알고리즘을 따라 변형률 속도효과에 따른 취약도 함수의 산정이 가능함
- 본 연구의 연구개발 단계는 TRL3으로 지진에 대한 취약도를 진단하는 기법 개발을 위해 실험적 연구를 수행하였음
- 이후 실용화를 위해서는 실제 크기 구조물 적용성을 확인하고 현장 부재 채취 등 현장의 적용성에 대한 후속 연구가 필요함

제4장. 목표 달성도 및 관련 분야 기여도

1절. 목표 달성도

1. 연구 성과목표 및 성과지표

가. 총괄 성과목표 및 성과지표

구분	핵심성과 (level1)		단위성과 (level2)		최종 성과점검기준						해당 기관	예산 (백만원)	양적 성과목표
					질적 성과지표		목표치	측정방법	검증방법	가중치			
주관	A	나노압입에 의한 구조용 강재의 변형률 속도효과 방정식 도출기법 개발	A-1	나노압입에 의한 구조용 강재의 변형률 속도효과 방정식 결정	①	방정식 신뢰도	95% 이상	SCI(E)급 논문 게재	논문 게재 여부	20	세종대학교	75	SCI(E)급 학술지: 1 건
			A-2	나노압입에 의한 구조용 강재의 변형률 속도효과 방정식 검증	①	방정식 오차	±5% 이하	인장강도 실험	인장강도 실험결과와 비교 검증	20	세종대학교	75	SCI(E)급 학술지: 1 건
	B	변형률 속도효과를 고려한 강구조의 지진에 대한 취약도 진단 기법 개발	B-1	강재의 피로도와 변형률 속도효과 관계 정립	①	방정식 오차	±5% 이하	인장강도 실험	인장강도 실험결과와 비교 검증	20	세종대학교	70	-
			B-2	변형률 속도효과를 고려한 강구조물의 해석	①	해석결과 오차	±5% 이하	나노압입 실험	나노압입 실험결과와 비교 검증	20	세종대학교	70	SCI(E)급 학술지: 1 건
			B-3	변형률 속도효과를 고려한 강구조의 지진에 대한 취약도 함수 결정	①	취약도 함수 신뢰도	95% 이상	SCI(E)급 논문 게재	논문 게재 여부 전문가 평가	20	세종대학교	80	특허: 출원 1 건 SCI(E)급 학술지: 1 건
계										100		370	특허: 출원 1 건 SCI(E)급 학술지: 4 건

나. 연차별 성과목표 및 성과지표

(1) 1차년도

구분	핵심연구성과 (level1)		단위 성과 (level2)		1차년도 성과점검기준						해당 기관	예산 (백만)	정량목표
						질적성과지표	목표치	측정방법	검증방법	가중치			
주관	A	나노압입에 의한 구조용 강재의 변형률 속도효과 방정식 도출 기법 개발	A-1	나노압입에 의한 구조용 강재의 변형률 속도효과 방정식 결정	①	방정식 신뢰도	95% 이상	SCI(E)급 논문 게재	논문 게재 여부	50	세종대학교	75	SCI(E)급 학술지: 1 건
			A-2	나노압입에 의한 구조용 강재의 변형률 속도효과 방정식 검증	①	방정식 오차	±5% 이하	인장강도 실험	인장강도 실험결과와 비교 검증	50	세종대학교	75	SCI(E)급 학술지: 1 건
계										100		150	SCI(E)급 학술지: 2 건

(2) 2차년도

구분	핵심연구성과 (level1)		단위 성과 (level2)		1차년도 성과점검기준						해당 기관	예산 (백만)	정량목표
						질적성과지표	목표치	측정방법	검증방법	가중치			
주관	B	변형률 속도효과를 고려한 강구조의 지진에 대한 취약도 진단기법 개발	B-1	강재의 피로도와 변형률 속도효과 관계 정립	①	방정식 오차	±5% 이하	인장강도 실험	인장강도 실험결과와 비교 검증	30	세종대학교	70	-
			B-2	변형률 속도효과를 고려한 강구조물의 해석	①	해석결과 오차	±5% 이하	나노압입 실험	나노압입 실험결과와 비교 검증	30	세종대학교	70	SCI(E)급 학술지: 1 건
			B-3	변형률 속도효과를 고려한 강구조의 지진에 대한 취약도 함수 결정	①	취약도 함수 신뢰도	95% 이상	SCI(E)급 논문 게재	논문 게재 여부 전문가 평가	40	세종대학교	80	특허: 출원 1 건 SCI(E)급 학술지: 1 건
계										100		220	특허: 출원 1 건 SCI(E)급 학술지: 2 건

다. 연도별 주요 추진 일정

구분	연구과제명 (연구 수행기관)	관련 성과목표/지표			세부추진내용 (연구수행 Activity)	Activity별 산출물	소요 연구비 (백만원)	1차년도				2차년도			
		핵심성과	단위성과	질적 성과지표				1/4	2/4	3/4	4/4	1/4	2/4	3/4	4/4
총괄							370								
주관	나노압입을 이용한 강구조의 변형률 속도효과 분석 및 지진 취약도 진단기법 개발 연구 (세종대학교)	A	A-1	A-1-①	기존 강재의 변형률 속도효과 방정식 연구	기존 변형률 속도효과 자료	14.5								
					나노압입 속도에 따른 실험 수행	나노압입 실험결과	23								
					유한유소해석을 활용한 무차원 방정식 계수 결정	무차원 방정식 계수	17								
			A-2	A-2-①	하중 재하 속도에 따른 인장강도 실험 수행	인장강도 실험결과	23								
					인장강도 실험결과 회귀분석을 통한 변형률 속도효과 방정식 결정	변형률 속도효과 방정식	17								
					나노압입 및 인장강도 실험에 의한 변형률 속도효과 방정식 비교 검증	변형률 속도효과 방정식	20								
		B	B-1	B-1-①	세 단계의 피로도(반복하중 횟수)에 대한 피로실험 수행	피로실험 결과	25								
					나노압입 실험으로 피로실험을 수행한 강재의 변형률 속도효과 방정식 결정	피로도에 따른 변형률 속도효과 방정식	24								
			B-2	B-2-①	변형률 속도효과를 고려한 강구조물 유한요소해석 모형 개발	강구조물 유한요소해석 모델	24								
					변형률 속도효과 방정식 계수 변화에 따른 강구조물 구조거동 민감도 분석	강구조물 유한요소해석 모델	24								
					지진하중에 대한 강구조물 유한요소해석	강구조물 유한요소해석 모델	24								
			B-3	B-3-①	변형률 속도효과 방정식 계수 변화에 따른 지진 취약도 함수 변화 분석	지진 취약도 함수	23								
					지진에 대한 취약도 진단기법 알고리즘 제시	취약도 진단기법 알고리즘	24								
위탁	나노압입 결과와 변형률 속도효과 방정식의 상관관계 수립 및 강구조의 지진에 대한 취약도 함수 개발 (경남대학교)	A	A-1	A-1-①	변형률 속도효과 무차원 방정식 수립	변형률 속도효과 무차원 방정식	35.5								
		B	B-1	B-1-①	강재의 피로도와 변형률 속도효과 간의 상관관계 도출	강재 피로도와 변형률 속도효과 상관관계	24								
			B-3	B-3-①	지진하중에 대한 강구조물의 취약도 함수 개발	지진 취약도 함수	28								

2. 연구개발 목표 달성도

가. 핵심성과물 달성도

목 표	달 성 도 (%)	내 용
나노압입에 의한 구조용 강재의 변형률 속도효과 방정식 결정	100	• 기존에 제시된 강재의 변형률 속도효과 방정식 연구 • 나노압입 속도를 달리하여 구조용 강재에 대한 실험을 수행 • 나노압입 실험결과를 바탕으로 변형률 속도효과 무차원 방정식 수립 • 유한요소해석으로 무차원 방정식 계수 결정
나노압입에 의한 구조용 강재의 변형률 속도효과 방정식 검증	200	• 하중 재하 속도를 달리하여 강재의 인장강도 실험을 수행 • 인장강도 실험결과를 회귀FE해석하여 변형률 속도효과 방정식 결정 • 나노압입에 의해 결정된 변형률 속도효과 방정식과 비교 검증
강재의 피로도와 변형률 속도효과 관계 정립	100	• 세 단계의 피로도(반복하중 횟수)에 대하여 피로실험 수행 • 나노압입 실험으로 피로 실험 후 강재의 변형률 속도효과 방정식 결정 • 강재의 피로도와 변형률 속도효과 간의 상관관계 도출
변형률 속도효과를 고려한 강구조물의 해석	100	• 변형률 속도효과를 고려한 강구조물 유한요소해석 모형 개발 • 변형률 속도효과 방정식의 계수 변화에 대한 강구조물의 구조거동 민감도 분석 • 지진하중에 대한 강구조물의 유한요소해석
변형률 속도효과를 고려한 강구조의 지진에 대한 취약도 함수 결정	100	• 지진하중에 대한 강구조물의 취약도 함수 개발 • 변형률 속도효과 방정식의 계수 변화에 따른 지진 취약도 함수 변화 분석 • 지진에 대한 취약도 진단기법 알고리즘 제시

나. 핵심성과물별 세부 설명

(1) 나노압입에 의한 구조용 강재의 변형률 속도효과 방정식 결정

정의	나노압입에 의한 구조용 강재의 변형률 속도효과 방정식 결정	
목적	나노압입을 강재의 비파괴 검사 방법으로 활용하기 위한 원천 기술 확보	
성능목표	(기존기술 수준) 재하 속도를 달리하는 인장강도 실험으로 강재의 변형률 속도효과를 고려하는 구성방정식 결정 (개발기술 수준) 나노압입기법을 활용하여 변형률 속도효과를 고려하는 구성방정식을 결정하는 방법으로서 비파괴 진단 기술임(방정식 신뢰도 95% 이상)	
성과달성 책임자 (소속기관)	김승억 (세종대학교)	
소요기간	2017.06 ~ 2017.09 (0년 4개월, 1년차)	
성과달성 확인방법	기존기술에 의한 인장강도 실험으로 강재의 변형률 속도효과를 고려하는 구성방정식을 결정	
성과달성에 따른 정량적 성과	특허 출원/등록	국내 : 0건, 국외 : 0건
	논문	국내 : 0건, 국외 : 1건
	저작	0건
	S/W	0건
	신기술	0건
	기타	0건
달성도 (%)	100	

(2) 나노압입에 의한 구조용 강재의 변형률 속도효과 방정식 검증

정의	나노압입에 의한 구조용 강재의 변형률 속도효과 방정식 검증	
목적	하중의 작용 속도에 따라 달라지는 구조용 강재의 구성방정식을 나노압입 방법으로 결정하는 기법을 개발	
성능목표	(기존기술 수준) 재하 속도를 달리하는 인장강도 실험으로 강재의 변형률 속도효과를 고려하는 구성방정식 검증 (개발기술 수준) 나노압입기법을 활용하여 변형률 속도효과를 고려하는 구성방정식을 결정하는 방법으로서 비파괴 진단 기술임(방정식 오차 ±5% 이하)	
성과달성 책임자 (소속기관)	김승억 (세종대학교)	
소요기간	2017.10 ~ 2017.12 (0년 3개월, 1년차)	
성과달성 확인방법	기존기술에 의한 인장강도 실험을 바탕으로 결정된 강재의 변형률 속도효과를 고려하는 구성방정식 비교 검증	
성과달성에 따른 정량적 성과	특허 출원/등록	국내 : 0건, 국외 : 0건
	논문	국내 : 0건, 국외 : 2건
	저작	0건
	S/W	0건
	신기술	0건
	기타	0건
달성도 (%)	200	

(3) 강재의 피로도와 변형률 속도효과 관계 정립

정의	강재의 피로도와 변형률 속도효과 관계 정립	
목적	나노압입을 강재의 피로도와 변형률 속도효과를 고려하는 방법으로 활용하기 위한 원천 기술 확보	
성능목표	(기존기술 수준) 이론식과 참고문헌에서 제시된 피로를 고려하지 않은 강재의 변형률 속도효과 방정식을 구조해석에 사용하고 있음 (개발기술 수준) 사용 중인 강구조물의 현재 상태에서 변형률 속도효과 방정식을 도출하고 피로도를 고려하여 관계 정립 가능함 (방정식 오차 ±5% 이하)	
성과달성 책임자 (소속기관)	김승억 (세종대학교)	
소요기간	2018.01 ~ 2018.04 (0년 4개월, 2년차)	
성과달성 확인방법	피로를 고려한 인장강도 실험결과와 나노압입 결과와의 비교를 통하여 변형률 속도효과와 피로 간의 관계를 구축하여 검증	
성과달성에 따른 정량적 성과	특허 출원/등록	국내 : 0건, 국외 : 0건
	논문	국내 : 0건, 국외 : 0건
	저작	0건
	S/W	0건
	신기술	0건
	기타	0건
달성도 (%)	100	

(4) 변형률 속도효과를 고려한 강구조물의 해석

정의	변형률 속도효과를 고려한 강구조물의 해석	
목적	나노압입 시 변형률 속도효과를 고려하여 강재를 해석할 수 있는 방법을 위한 원천 기술 확보	
성능목표	(기존기술 수준) 이론식과 참고문헌에서 제시된 강재의 변형률 속도효과 방정식을 구조해석에 사용하고 있음 (개발기술 수준) 사용 중인 강구조물의 현재 상태에서 변형률 속도효과 방정식을 도출하고 구조해석을 수행하여 지진에 대한 취약도를 결정하는 방법으로 유지관리 지표로 사용이 가능함(해석결과 오차 ±5% 이하)	
성과달성 책임자 (소속기관)	김승억 (세종대학교)	
소요기간	2018.05 ~ 2018.08 (0년 4개월, 2년차)	
성과달성 확인방법	나노압입 실험결과와 비교 검증	
성과달성에 따른 정량적 성과	특허 출원/등록	국내 : 0건, 국외 : 0건
	논문	국내 : 0건, 국외 : 1건
	저작	0건
	S/W	0건
	신기술	0건
	기타	0건
달성도 (%)	100	

(5) 변형률 속도효과를 고려한 강구조의 지진에 대한 취약도 함수 결정

정의	변형률 속도효과를 고려한 강구조의 지진에 대한 취약도 함수 결정	
목적	변형률 속도효과를 고려하여 나노압입을 지진에 대한 강재 용접부의 비파괴 검사 방법으로 활용하기 위한 원천 기술 확보	
성능목표	(기존기술 수준) 지진에 대한 취약도를 결정하는 지표 사용하지 않음 (개발기술 수준) 사용 중인 강구조물의 현재 상태에서 지진에 대한 취약도를 결정하는 방법으로 유지관리 지표로 사용이 가능함(취약도 함수 신뢰도 95% 이상)	
성과달성 책임자 (소속기관)	김승억 (세종대학교)	
소요기간	2018.09 ~ 2018.12 (0년 4개월, 2년차)	
성과달성 확인방법	특허와 논문발표를 통하여 효율성 검증	
성과달성에 따른 정량적 성과	특허 출원/등록	국내 : 1건, 국외 : 0건
	논문	국내 : 0건, 국외 : 1건
	저작	0건
	S/W	0건
	신기술	0건
	기타	0건
달성도 (%)	100	

2절. 관련 분야 기여도

1. 연구개발 핵심성과

가. 성과 리스트

연번	핵심성과물	성과목표	성과달성	달성도 (%)	기여도 (%)
1	나노압입에 의한 구조용 강재 용접부의 미세구조 구성성분비 파악기법 개발	SCI논문 : 2건	SCI논문 : 3건	150	100
2	나노압입에 의한 구조용 강재의 변형률 속도효과 방정식 검증				
3	강재의 피로도와 변형률 속도효과 관계 정립	SCI논문 : 2건 특허 : 1건	SCI논문 : 2건 특허 : 1건	100	100
4	변형률 속도효과를 고려한 강구조물의 해석				
5	변형률 속도효과를 고려한 강구조의 지진에 대한 취약도 함수 결정				

- **1차 년도의 성과목표는 SCI논문 2건이며, 성과달성은 SCI논문 3건으로 150% 달성함**
- **2차 년도의 성과목표는 SCI논문 2건 및 특허 출원 1건이며, 성과달성은 SCI논문 2건 및 특허 출원 1건으로 100% 달성함**

- **게재된 논문 모두 해당분야 상위 10%이내의 최고수준 저널에 게재되었음**
- 국내뿐만 아니라 세계적으로도 나노기술에 대한 투자와 관심이 지속적으로 확대되고 있으나, 현재까지는 연구 진행이 많이 되지 않은 상황임. 이에 본 연구는 국·내외 적으로 이전에 없던 나노압입 기술을 구조용 강재에 적용하였다는 점에서 많은 기여를 함
- 건설 분야에 적용 가능한 나노기술 관련 원천기술의 확보가 시급한 실정에 본 연구는 앞으로의 기술 발전에서 시발점 역할을 함
- 본 연구를 통하여 강재의 변형률 속도효과에 대한 데이터가 나노압입 수행으로 파악 가능하며, 본 연구는 SS400과 SM490 구조용 강재를 나노압입 수행하여 지진취약도를 측정할 수 있도록 데이터 축적을 완료 하였음
- 추후 활용시 SS400과 SM490을 제외한 구조용 강재에 대해 종류별로 나노압입을 수행하여 데이터를 축적하면 지진 취약도를 측정 할 수 있음

제5장. 연구개발성과의 활용계획

1절. 연구결과의 활용방안

- 최근 10년간 시설물 안전 및 유지관리 시장은 그림66과 같이 점차 증가하는 추세를 보이고 있음

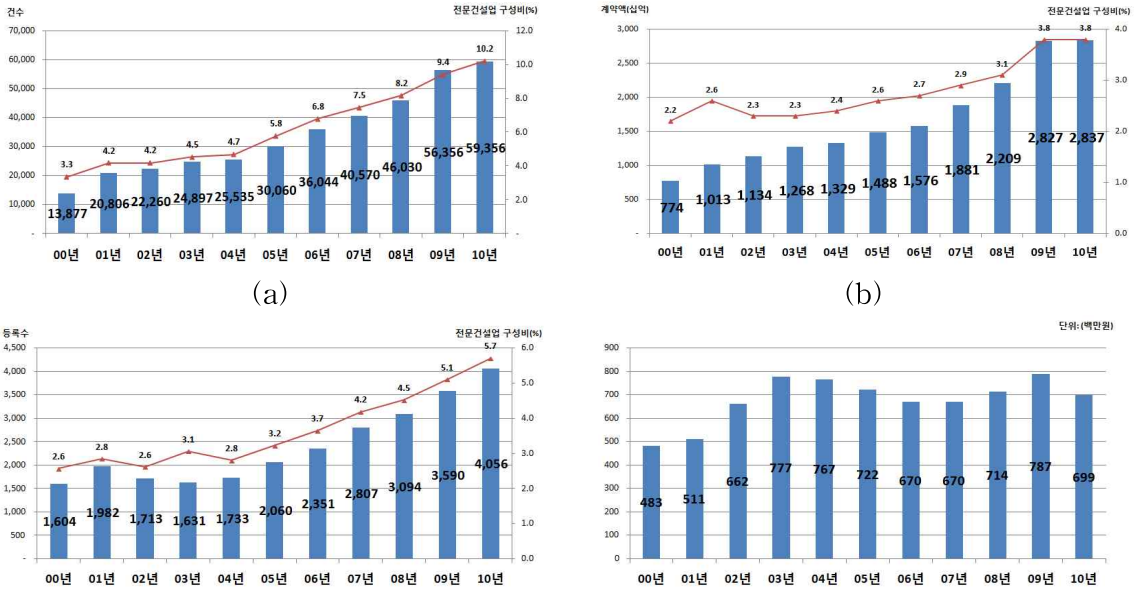


그림 66. 안전점검 및 정밀안전진단 시장 통계 (a) 정밀안전진단 건수 및 금액 (b) 정밀점검 건수 및 금액 (c) 정밀점검 및 정밀안전진단 금액 (d) 안전진단전문기관 (시설물정보관리종합시스템(FMS), '12.07 기준)

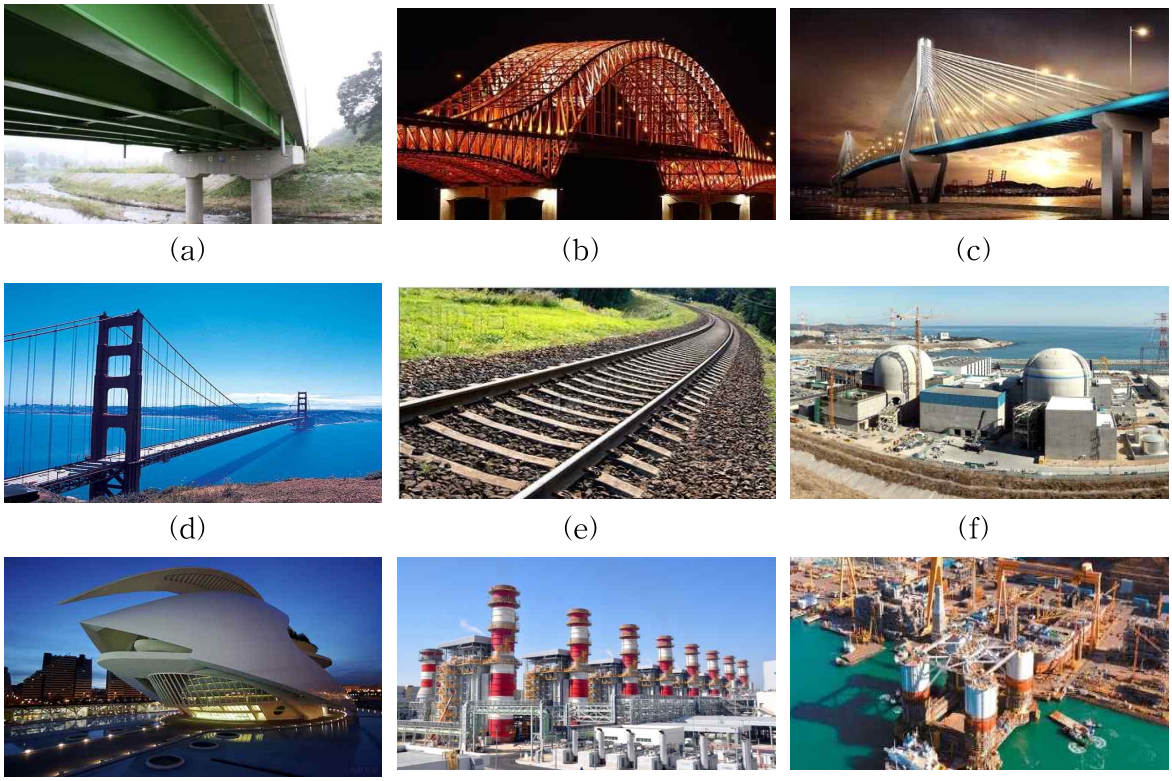
- 또한, 국토해양부의 제3차 시설물의 안전 및 유지관리 기본계획에 따르면 현재 유지관리 기술의 전문성이 낮아 이를 보완할 필요가 있고 한국의 지능형 시설물 안전 및 유지관리 기술수준이 최고 기술보유국 대비 76.2%에 불과한 것으로 나타났음

(국가 R&D 기술산업정보서비스, 2010년)

표 13. 시설물 안전 및 유지관리 분야 지능형 기술수준 비교

국가	미국	EU	일본	한국	중국	세계 최고국과의 기술격차
기술수준	100%	99.7%	95.9%	76.2%	63.8%	4.3년

- 시설물 안전 및 유지관리산업에 활용 가능한 대상구조물로는 ① 교량(거더교, 트러스교, 아치교, 사장교 및 현수교), ② 철도레일, ③ 원전구조물, ④ 건축구조물, ⑤ 플랜트 구조물, ⑥ 항만구조물 등이 있음



(a) (b) (c)

(d) (e) (f)

(g) (h) (i)

그림 67. 본 기술을 활용할 대상구조물 (a) 거더교, (b) 아치트러스교, (c) 사장교, (d) 현수교, (e) 철도레일, (f) 원전구조물, (g) 건축구조물, (h) 플랜트구조물, (i) 항만구조물

- 본 연구를 통하여 개발 예정인 나노압입에 의한 구조용 강재의 변형률 속도효과 방정식을 도출하는 기법 및 이를 고려한 강구조의 취약도 진단기법 개발 연구는 새로운 형태의 기술 개념임
- 실험과 제안식을 바탕으로 국제학술지에 연구결과를 발표(SCI(E))하고 특허를 출원하여 원천기술을 검증받았음
- 검증된 기술은 강구조의 내진설계에 필요한 기초원천기술로 활용할 수 있으며, 향후 기시공된 강구조의 변형률 속도효과를 측정하는 비파괴 진단기법으로 활용 및 강구조의 건전성을 확인하고 관리하는 점검·진단기술로 확장하고자 함
- 이후 실용화를 위해서는 실제 크기 구조물 적용성 확인 및 현장 부재 채취 등 현장 적용성에 대한 후속연구가 필요함

2절. 기대효과

1. 기술적 측면

- 나노기술을 활용하여 강재의 변형률 속도효과를 산정
- 구조용 강재의 지진에 대한 취약도 진단 및 판정
- 내진 설계 기술로 활용
- 강구조의 변형률 속도효과와 연계하여 강구조의 건전성을 확인할 수 있는 비파괴 검사 기술 개발
- 강구조 건전성 평가에 대해 기존 선진국 기술과 대등한 위치를 확보하여 보다 정확하고 합리적인 안전 및 유지관리 기술 확보

2. 경제적·산업적 측면

- 비파괴 검사 장비를 개발하여 저렴하게 강구조의 안전성 평가
- 효율적인 강구조의 건전성 평가를 통해 강구조물의 재해 및 붕괴에 따른 인명과 경제적 손실 예방
- 나노기술을 이용한 강구조의 비파괴 검사 장비를 개발하여 수출 가능

3. 사회적 측면

- 지진에 의해 피해를 입은 강구조의 진단으로 심리적 안정감
- 연구결과를 활용하여 추후 비파괴 검사 장비개발 및 점검·진단기술로 확장할 것으로써 관련 기업에서 활용 가능

제6장. 연구 과정에서 수집한 해외 과학기술 정보

1절. 나노압입 자료 분석

1. 나노압입 해외 학술지 자료 분석

- 국외에서 나노압입에 관한 학술 자료로는 논문 3건으로써 다음 표에 요약하였음

연구기관 (년도)	논문 제목	연구방법	논문 요약
호주 Melbourne 대학 (2018)	Creep properties of cement and alkali activated fly ash materials using nanoindentation technique	실험	- 나노압입 데이터의 통계적 분석으로 결정되는 시멘트 및 알칼리 활성 플라이애쉬(AAAFA) 페이스트와 모르터의 크리프 특성을 제시 - 상향조정과정의 결과에 따르면 나노압입에 의한 AAFA 페이스트의 크리프 특성은 기존 실험방법으로 결정된 AAFA 콘크리트의 장기 크리프 특성과 동일
중국 Zhejiang 대학 (2017)	Hydrogen effect on the deformation evolution process in situ detected by nanoindentation continuous stiffness measurement	실험	- 나노압입 연속 강성측정을 통해 스테인리스강의 변형에 대한 수소 효과를 연구함 - 수소는 소성변형의 초기단계에서 탄성계수를 감소시키고 경도를 증가시킴 - 수소 효과는 소성변형이 약해짐에따라 약해짐
호주 Curtin 대학 (2017)	Characterisation of Asphalt Concrete Using Nanoindentation	실험	- 아스팔트 콘크리트의 탄소성, 매트릭스 및 골재 전반에 걸쳐 하중-변위 거동과 나노기계적 특성을 추출하기 위해 나노압입을 수행 - 샘플이 함유된 수화된 석회는 매스틱의 변형에 대한 저항성이 더 큼 - 매트릭스 단계, 특히 매스틱 수화된 라임은 경도와 강성이 상당히 증가하면서, 매스틱 단계에 가장 강력한 영향을 미침

연구기관 (년도)	논문 제목	연구방법	논문 요약
스위스 EMPA 연구소 (2015)	High temperature nanoindentation: The state of the art and future challenges	실험, 시뮬레이션	- 고온나노압입의 기술적 진보에 대한 상세 검토 - 고온에서의 진공 및 그 위치에서의 나노압입 기술을 논의함 - 다수의 새로운 고온나노압입 기술을 설명함
중국 Beijing 대학 (2010)	Measurement of residual stress in quenched 1045 steel by the nanoindentation method	실험	- 급냉된 AISI 1045강의 잔류응력을 나노입입기술로 측정함 - 나노압입에 의해 측정된 잔류응력의 값은 XRD(X선 회절방법)법과 일치하였음

2. 나노압입 개발 현황 분석

- 국외 나노압입 기술을 사용하여 제품을 생산하고 있는 업체는 미국의 Rubicon Technology 이며, 개발한 제품은 상용화가 되고 있으며 다음 표에 요약하였음

기업명 (국가)	개요	사진
Rubicon Technology (미국)	- 다양한 응용을 위한 단단한 알루미늄 산화물 코팅 개발 - 2013년 4″및 6″패턴화 사파이어 기판 (PSS)을 출시 - 미국의 Rubicon Technology는 산화알루미늄 막을 코팅하고 나노압입 측정기법으로 강도를 측정함 - 산화알루미늄 필름은 나노압입으로 측정한 경도가 10Gpa이상으로 측정되며, 알루미늄옥사이드 막으로 코팅된 기판은 다양한 제품에 적용되고 있음	- 기판에 쓰이는 사파이어 

- 이외에도 미국 및 이스라엘에서는 아직 실용화는 되지 않았지만 나노 압입기술을 사용하여 치과치료를 시도하려 기술을 개발 중이며, 특히 교정치료 와이어와 관련된 기술을 개발 중에 있다.

제7장. 연구개발성과의 보안등급

1절. 보안등급의 분류

보안	일반
	○

2절. 결정사유

‘국토교통부소관 연구개발사업 운영규정’ 제47조의 4(보안등급 분류기준)의 보안과제 기준에 해당하지 않음

제8장. 국가과학기술종합정보시스템에 등록한 연구시설·장비 현황

- 해당사항 없음

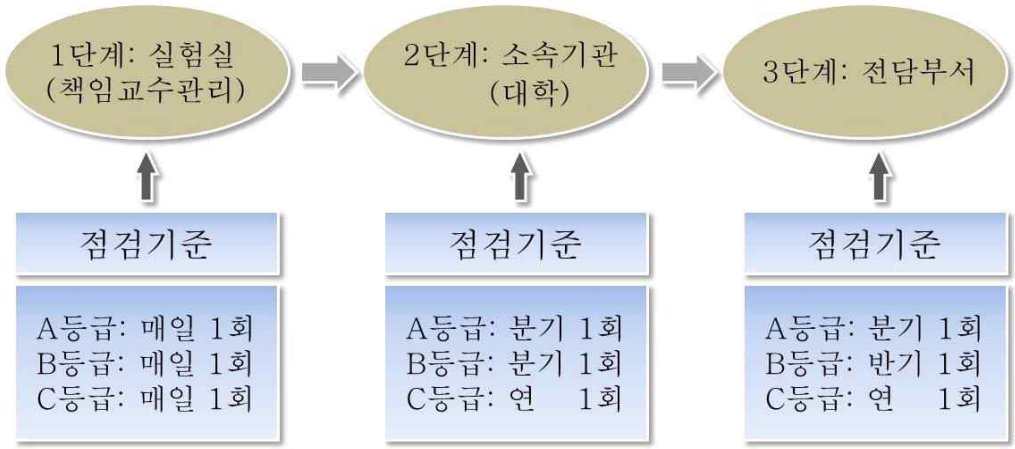
구입 기관	연구시설/ 연구장비명	규격 (모델명)	수량	구입 연월일	구입 가격 (천원)	구입처 (전화번호)	비고 (설치 장소)	NTIS장비 등록 번호

제9장. 연구개발과제 수행에 따른 연구실 등의 안전조치 이행 실적

1절. 연구실 안전조치 이행계획

1. 연구실 안전 점검 체계 및 실시

가. 실험실 안전 점검 체계



※ 위험등급별로 환경안전점검을 단계별로 체계화하여 관리

※ 관리위험등급의 지정

- A등급: 가연성가스, 인화성 시약, 유해화학물질, 다량의 폐액배출, 독극물, 생물 및 동물, 방사성 동위원소, 위험성이 높은 기계장비가 설치된 실험실
- B등급: 일반시약, 소규모 인화성 시약, 불연성가스, 소량의 폐수발생실험실
- C등급: 이화학실험을 수행하지 않는 전기, 설계, 컴퓨터 관련 실험실

나. 실험실 정밀안전진단 실시

- 대상: 연구실 안전환경 조성에 관한 법률 제15조(미래창조과학부), 연구개발활동에 유해화학물질 관리법 제2조 7호에 따른 유해화학물질을 취급하는 연구실, 산업안전보건법 제39조에 따른 유해인자를 취급하는 연구실, 과학기술부령이 정하는 독성가스를 취급하는 연구실
- 실험실 정밀안전진단 실시: 2년마다 1회 실시하여 미래창조과학부에 보고

다. 실험실 정기점검 실시

- 실험실 정기점검 실시: 1년마다 1회 실시하여 미래창조과학부에 보고

2. 교육 훈련

가. 개요

- 실험실의 안전을 확보하고 종사자의 건강을 보호하여 실험 및 연구활동에 기여하고, 또한 연구실 안전환경조성에 관한 법률에 의거하여 실험실의 환경안전교육이 의무화됨에 따라 이공계열 대학원생 및 연구원 등 관련자 전원은 연구실 안전교육을 의무적으로 수강

나. 교육대상

- 교수, 대학원생, 실험조교, 전문직원, 소속연구원, 실험참여 학부생 및 업체직원 등

다. 단계별 교육 이수과정

- 1단계: 공통이수과목(등록실험실전체)
- 2단계: 특수실험실

라. 교육구분

- 정기교육: 온라인 안전교육 또는 집체 안전교육(6시간) 실시, 신규 등록 시(8시간)
- 비정기 임시교육
  - ✓ 대상: 새로운 실험과정의 신설시, 연구소의 신설시, 교육 미 이수자(신입 대학원생, 전담직원, 연구원, 업체직원, 유해물질 취급자 등)
  - ✓ 방법: 사이버 교육 환경안전교육 등(홈페이지 개설 동영상교육), 자료/유인물, 외부 온라인상, 외부강사, 전문교육기관의뢰 등
- 특별교육: 해당기관에서 자체 또는 외부의 전문기관에 의뢰하여 위탁교육 실시

2절. 연구시설 및 수입신고 현황 - 해당사항 없음

제10장. 연구개발과제의 대표적 연구 실적

번호	구분 (논문/특허/기타)	논문명/특허명/기타	소속 기관명	역할	논문 게재지/특허 등록 국가	영향력 지수	논문 게재일/특허 등록일	사사 여부 (단독사사 또는 중복사사)	특기 사항 (SCI 여부/인용 횟수 등)
1	논문	Characteristics of microstructural phases relevant to the mechanical properties in structural steel weld zone studied by using indentation	세종 대학교	제1저자(Thai-Hoan Pham) 교신저자(Seung-Eock Kim)	Construction and Building Materials	3.485	2017.11.30	O (단독)	SCIE 논문 JCR 기준 상위 8.59% (JCR 범주 ENGINEERING, CIVIL)
2	논문	Identification of the plastic properties of structural steel using spherical indentation	세종 대학교	제1저자(Thai-Hoan Pham) 교신저자(Seung-Eock Kim)	MATERIALS SCIENCE AND ENGINEERING A-STRUCTURAL MATERIALS PROPERTIES MICROSTRUCTURE AND PROCESSING	3.414	2018.01.10	O (단독)	SCI 논문 JCR 기준 상위 9.33% (JCR 범주 METALLURGY & METALLURGICAL ENGINEERING)
3	논문	Characterization of strain rate effects on the plastic properties of structural steel using nanoindentation	세종 대학교	제1저자(Ngoc-Vinh Nguyen) 교신저자(Seung-Eock Kim)	Construction and Building Materials	3.485	2018.02.28	O (단독)	SCIE 논문 JCR 기준 상위 8.59% (JCR 범주 ENGINEERING, CIVIL)

4	논문	Strain rate sensitivity behavior of a structural steel during low-cycle fatigue investigated using indentation	세종대학교	제1저자(Ngoc-Vinh Nguyen) 교신저자(Seung-Eock Kim)	MATERIALS SCIENCE AND ENGINEERING A-STRUCTURAL MATERIALS PROPERTIES MICROSTRUCTURE AND PROCESSING	3.414	2019.01.28	O (단독)	SCI논문 JCR 기준 상위 9.33% (JCR 범주 METALLURGY & METALLURGICAL ENGINEERING)
5	논문	Methodology to extract constitutive equation at a strain rate level from indentation curves	세종대학교, 경남대학교	제1저자(Ngoc-Vinh Nguyen) 교신저자(Seung-Eock Kim) 공동저자(김정중)	International Journal of Mechanical Sciences	3.57	2019.03	O (단독)	SCI논문 JCR 기준 상위 8.21% (JCR 범주 MECHANICS)
6	특허	재난에 의한 구조물의 취약도 예측 장치 및 방법	세종대학교 산학협력단, 경남대학교 산학협력단	발명자(김승억, 김정중)	대한민국		2018.12.13	O (단독)	출원번호 10-2018-0161086

제11장. 기타 사항 - 해당사항 없음

제12장. 참고 문헌

[1] Pham Thai-Hoan, S. E. Kim, Kim J.J, Estimating constitutive equation of structural steel using indentation, 2015

[2] Pham Thai-Hoan, S. E. Kim, Microstructure evolution and mechanical properties changes in the weld zone of a structural steel during low-cycle fatigue studied using instrumented indentation testing, 2016

[3] Jon Alkorta, Jose Manuel Martinez-Esnaola, Javier Gil Sevillano, Critical examination of strain-rate sensitivity measurement by nanoindentation methods: Application to severely deformed niobium, 2008

[4] M.R. Staker, D.L. Holt, The dislocation cell size and dislocation density in copper deformed at temperatures between 25 and 700°C, 1972

[5] D. Ye, S. Matsuoka, N. Nagashima, Determination of fatigue mesoscopic mechanical properties of an austenitic stainless steel using depth sensing indentation (DSI) technique, 2007

[6] B.P. Kashyap, A.K. Mukherjee, Investigation of grain growth and strain rate sensitivity if a superplastic micro duplex steel at 1000°C, 1983

[7] D. Jia, K.T. Ramesh, E. Ma, Effects of nanocrystalline and ultrafine grain sizes on the constitutive behavior and shear bands in iron, 2003

[8] Kim J.J, S. E. Kim, Pham Thai-Hoan , Instrumented indentation testing and FE analysis for investigation of mechanical properties in structural steel weld zone 2015

[9] Pham Thai-Hoan, S. E. Kim , Determination of mechanical properties in SM490 steel weld zone using nanoindentation and FE analysis 2015

[10] Pham Thai-Hoan, S. E. Kim , Microstructure evolution and mechanical properties changes in the weld zone of a structural steel during low-cycle fatigue studied using instrumented indentation testing 2016

[11] Pham Thai-Hoan, S. E. Kim , Determination of equi-biaxial residual stress and plastic properties in structural steel using instrumented indentation 2017

부록

1. 품질시험·검사성적서·실험사진

2. 논문게재 성과

3. 특허 성과

4. 인력양성

부록 1.

품질시험·견적서·실험사진

세종대학교 SEJONG UNIVERSITY 공동기기센터 143-747 서울시 광진구 군자동 98	센터장	정종한
	담 당	이수진
시험결과 확인서	전화번호	02)3408-3902
	메 일	gongdong@sejong.ac.kr

문서번호	rfc170608-29	발행일자	2017.05
수 신 (의뢰자)	김승억	연 락 처	010-3350-1019
소 속	세종대학교 건설환경공학과	분 석 료	346,500(세금포함)
사용일자	2017.05.01. - 2017.05.31.		
사용기기	Nano indenter		
시 료 명	SM520 steel		
결 과	별첨 참조		

특기사항 : 없음

*본 시험분석 결과서는 광고, 선전, 홍보 및 법적 쟁송의 수단으로 사용할 수 없음.

*본 시험분석 결과서는 의뢰자가 제공한 시료로부터 얻은 것으로 유사 대상시료에 적용할 수 없음.

공 동 기 기 센 터 장

세종대학교 SEJONG UNIVERSITY
공동기기센터
143-747 서울시 광진구 군자동 98

센터장	김종한
담 당	이수진
전화번호	02)3408-3902
메 일	gongdong@sejong.ac.kr

시험결과 확인서

기기명	Nano Indenter

Report the results after doing nanoindentation test.

Day: 2017/05/05

The number of indenter points: 30 points

Loading rate: 100, 300, 1200 mN/min

Unloading rate: 100, 300, 1200 mN/min

Maximum of load: 190 mN

Day: 2017/05/18

The number of indenter points: 10 points

Loading rate: 100 mN/min

Unloading rate: 100 mN/min

Maximum of load: 190 mN

Day: 2017/05/19

The number of indenter points: 100 points

Loading rate: 300 mN/min

Unloading rate: 300 mN/min

Maximum of load: 190mN

Day: 2017/05/25

The number of indenter points: 20 points

Loading rate: 300 mN/min and 900, 1200 mN/min

Unloading rate: 300 mN/min and 900, 1200 mN/min

Maximum of load: 190mN

Day: 2017/05/26

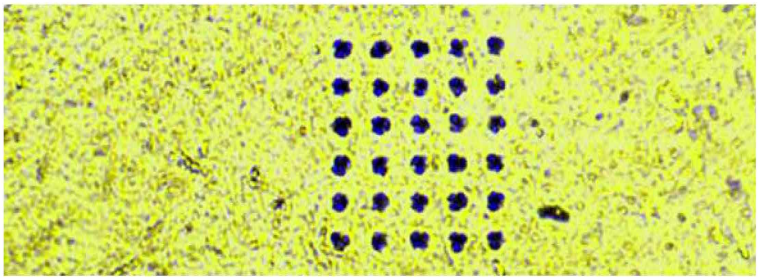
The number of indenter points: 100 points

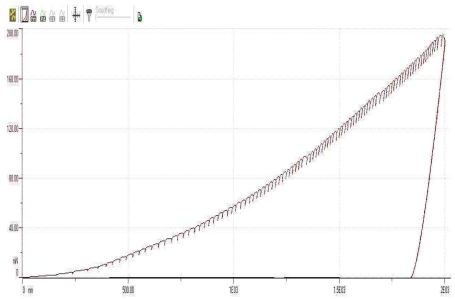
Loading rate: 300 mN/min

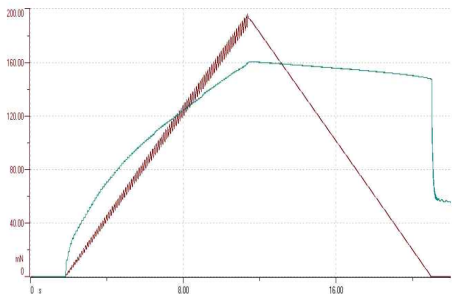
Unloading rate: 300 mN/min

Maximum of load: 190mN

The image the nondestructive indentation experiments







Load and displacement histories of loading and unloading regimes

세종대학교 SEJONG UNIVERSITY 공동기기센터 143-747 서울시 광진구 군자동 98	센터장	정종한
	담 당	이수진
시험결과 확인서	전화번호	02)3408-3902
	메 일	gongdong@sejong.ac.kr

문서번호	rfc170707-29	발행일자	2017.06
수 신 (의뢰자)	김승억	연 락 처	010-3350-1019
소 속	세종대학교 건설환경공학과	분 석 료	330,000(세금포함)
사용일자	2017.06.01. - 2017.06.30.		
사용기기	Nano indenter		
시 료 명	SM520 steel		
결 과	별첨 참조		

특기사항 : 없음

*본 시험분석 결과서는 광고, 선전, 홍보 및 법적 쟁송의 수단으로 사용할 수 없음.

*본 시험분석 결과서는 의뢰자가 제공한 시료로부터 얻은 것으로 유사 대상시료에 적용할 수 없음.

공 동 기 기 센 터 장

세종대학교 SEJONG UNIVERSITY
공동기기센터
143-747 서울시 광진구 군자동 98

센터장	정종한
담 당	이수진
전화번호	02)3408-3902
메 일	gongdong@sejong.ac.kr

시험결과 확인서

기기명	Nano Indenter

Report the results after doing nanoindentation test.

Day: 2017/06/02

The number of indenter points: 10 points

Loading rate: 300 mN/min

Unloading rate: 300 mN/min

Maximum of load: 190 mN

Day: 2017/06/16

The number of indenter points: 20 points

Control the position of microstructure phase such as Pearlite and Ferrite

Loading rate: 300 mN/min

Unloading rate: 300 mN/min

Maximum of load: 190 mN

Day: 2017/06/23

The number of indenter points: 60 points

Loading rate: 300 mN/min

Unloading rate: 300 mN/min

Maximum of load: 190 mN

The image the nondestructive indentation experiments

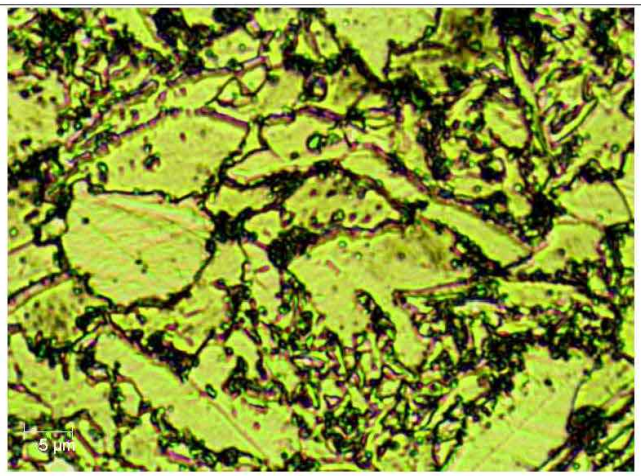


Fig. 1. Microstructural of SM490 steel before indentation experiments

a) b)

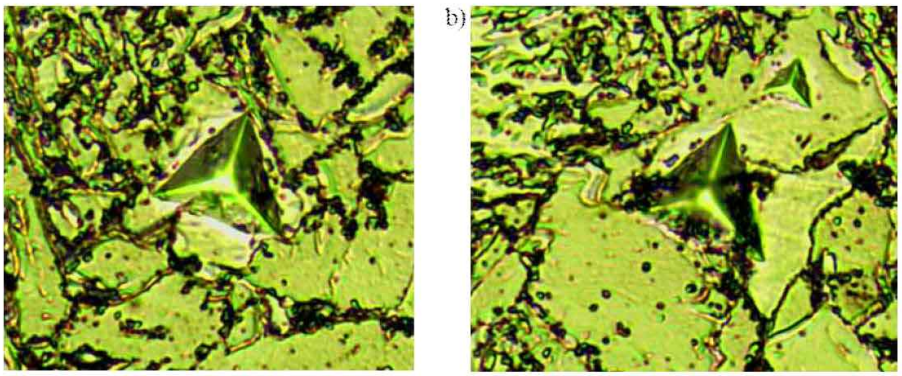


Fig. 2. Indentation CSM experiment: a) Ferrite position b) Pearlite position

세종대학교 SEJONG UNIVERSITY	공동기기센터 143-747 서울시 광진구 군자동 98	센터장	정종한
		담 당	이수진
시험결과 확인서		전화번호	02)3408-3902
		메 일	gongdong@sejong.ac.kr

문서번호	rfc170811-31	발행일자	2017.07
수 신 (의뢰자)	김승억	연 락 처	010-3350-1019
소 속	세종대학교 건설환경공학과	분 석 료	49,500(세금포함)
사용일자	2017.07.01. - 2017.07.31.		
사용기기	Nano indenter		
시 료 명	SM490 steel		
결 과	별첨 참조		

특기사항 : 없음

*본 시험분석 결과서는 광고, 선전, 홍보 및 법적 쟁송의 수단으로 사용할 수 없음.

*본 시험분석 결과서는 의뢰자가 제공한 시료로부터 얻은 것으로 유사 대상시료에 적용할 수 없음.

공 동 기 기 센 터 장

세종대학교 SEJONG UNIVERSITY
공 동 기 기 센 터
143-747 서울시 광진구 군자동 98

센 터 장	정 종 완
담 당	이 수 진
전화번호	02)3408-3902
메 일	gongdong@sejong.ac.kr

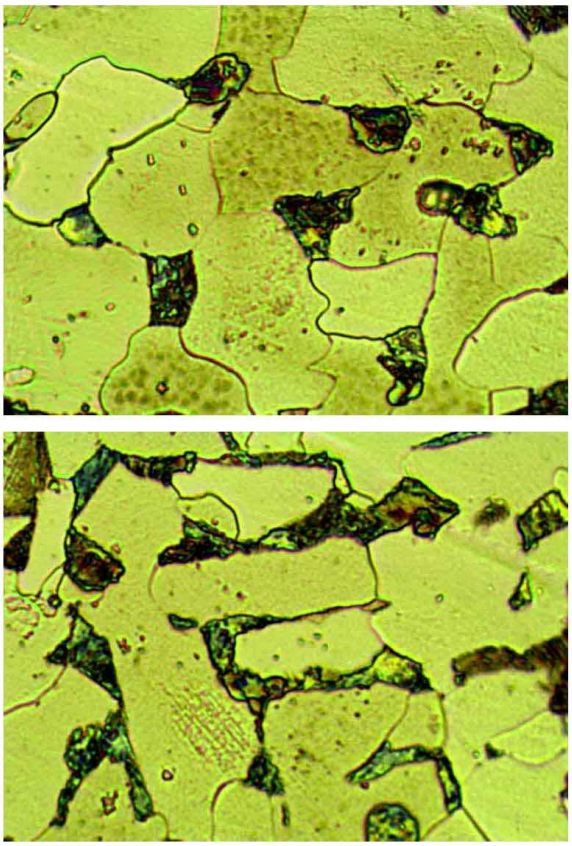
시험결과 확인서

기기명	Nano indenter

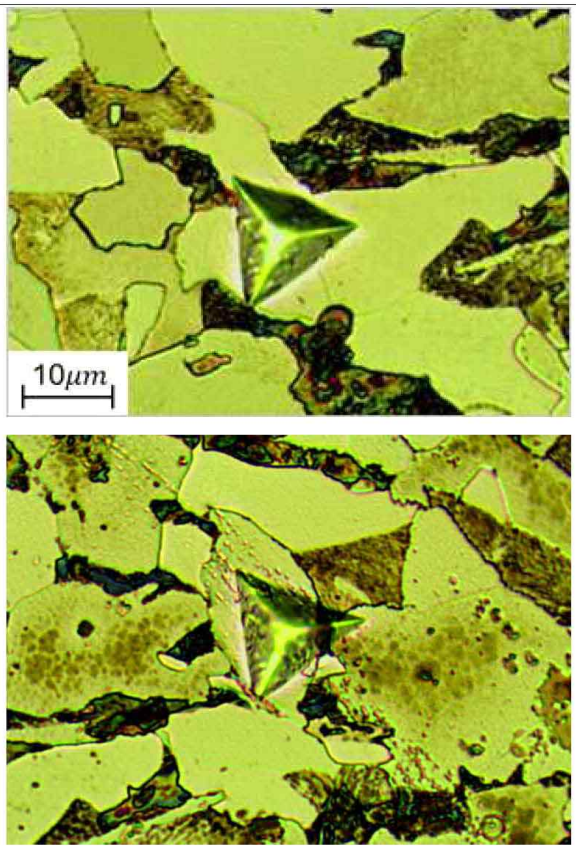
Report the results after doing nanoindentation test.

Day: 2017/07/27

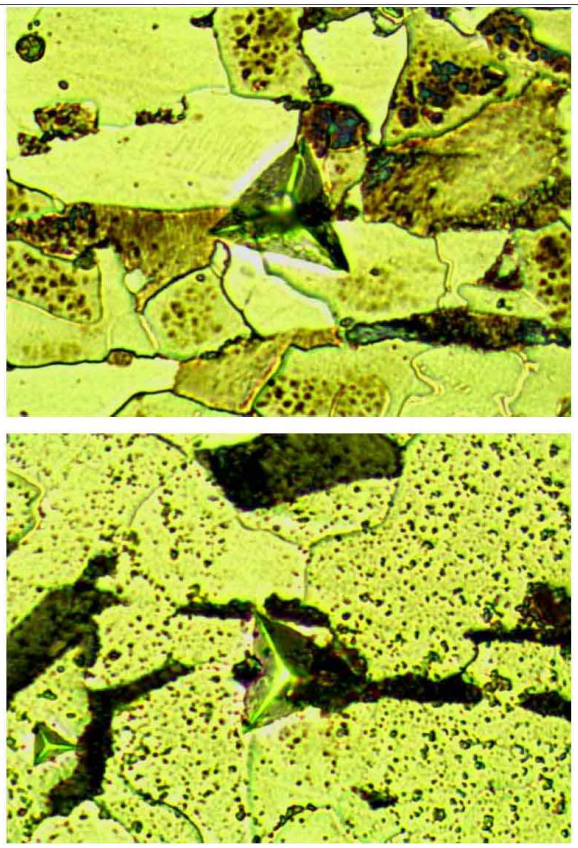
Using Optical microscope to take several images as follows:



Microstructure of SM490 steel consisting Ferrite and Pearlite



Indentation position of Ferrite component



Indentation position of Pearlite component

세종대학교 SEJONG UNIVERSITY 공동기기센터 143-747 서울시 광진구 군자동 98	센터장	정종한
	담 당	이수진
시험결과 확인서	전화번호	02)3408-3902
	메 일	gongdong@sejong.ac.kr

문서번호	rfc170911-28	발행일자	2017.08
수 신 (의뢰자)	김승억	연 락 처	010-3350-1019
소 속	세종대학교 건설환경공학과	분 석 료	264,000(세금포함)
사용일자	2017.08.01. - 2017.08.31.		
사용기기	Nano indenter		
시 료 명	SM520 steel		
결 과	별첨 참조		

특기사항 : 없음

*본 시험분석 결과서는 광고, 선전, 홍보 및 법적 쟁송의 수단으로 사용할 수 없음.

*본 시험분석 결과서는 의뢰자가 제공한 시료로부터 얻은 것으로 유사 대상시료에 적용할 수 없음.

공 동 기 기 센 터 장

세종대학교 SEJONG UNIVERSITY
공동기기센터
143-747 서울시 광진구 군자동 98

센터장	정종한
담 당	이수진
전화번호	02)3408-3902
메 일	gongdong@sejong.ac.kr

시험결과 확인서

기기명	Nano Indenter

Report the results after doing nanoindentation test.

Day: 2017/08/03

Using Optical microscope to take several images

Day: 2017/08/17

Using Optical microscope to take several images

Day: 2017/08/24

Investigate the indentation size effect on the cementite position

The number of indenter points: 10 points

Loading rate: 300 mN/min

Unloading rate: 300 mN/min

Maximum of load: 190mN

Day: 2017/08/25

Investigate the indentation size effect on the ferrite position

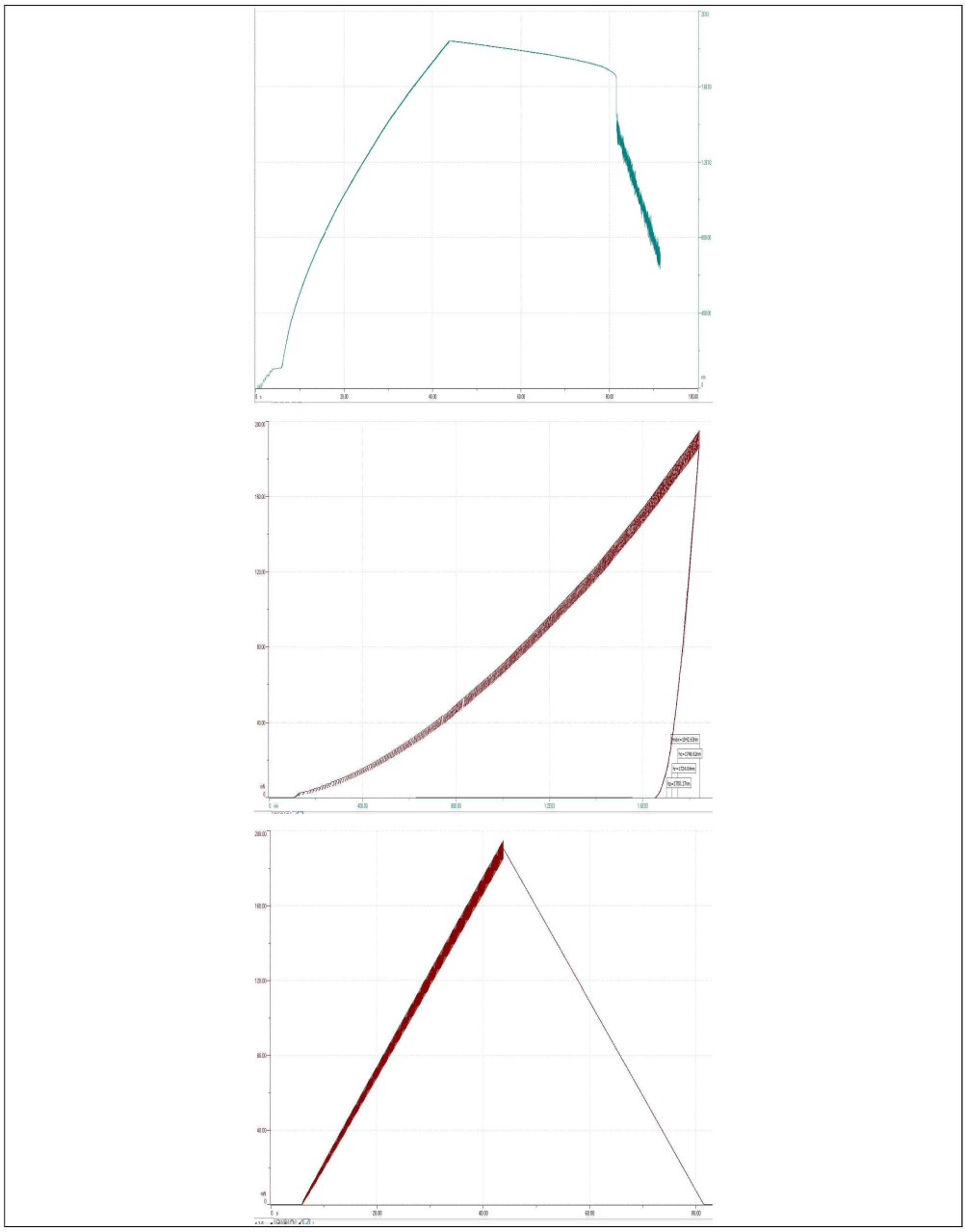
The number of indenter points: 20 points

Loading rate: 300 mN/min

Unloading rate: 300 mN/min

Maximum of load: 190mN

세종대학교 SEJONG UNIVERSITY	공 동 기 기 센 터 143-747 서울시 광진구 군자동 98	센 터 장	정 종 완
		담 당	이 수 진
시험결과 확인서		전화번호	02)3408-3902
		메 일	gongdong@sejong.ac.kr



세종대학교 SEJONG UNIVERSITY 공동기기센터 143-747 서울시 광진구 군자동 98	센터장	정종한
	담 당	이수진
시험결과 확인서	전화번호	02)3408-3902
	메 일	gongdong@sejong.ac.kr

문서번호	rfc171012-25	발행일자	2017.09
수 신 (의뢰자)	김승억	연 락 처	010-3350-1019
소 속	세종대학교 건설환경공학과	분 석 료	115,500(세금포함)
사용일자	2017.09.01. - 2017.09.30.		
사용기기	Nano indenter		
시 료 명	SS400 steel		
결 과	별첨 참조		

특기사항 : 없음

*본 시험분석 결과서는 광고, 선전, 홍보 및 법적 쟁송의 수단으로 사용할 수 없음.

*본 시험분석 결과서는 의뢰자가 제공한 시료로부터 얻은 것으로 유사 대상시료에 적용할 수 없음.

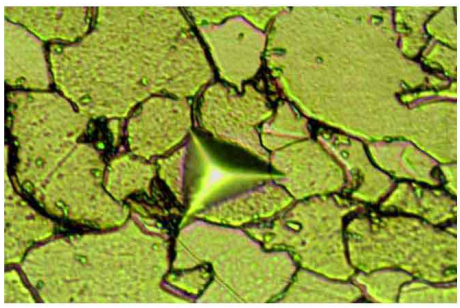
공 동 기 기 센 터 장

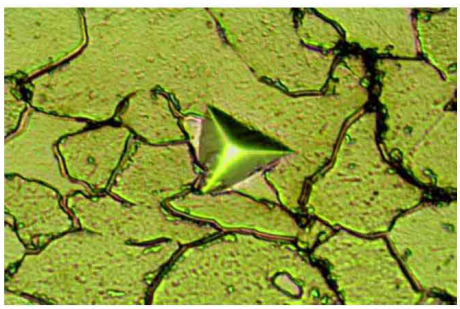
세종대학교 SEJONG UNIVERSITY	공동기기센터 143-747 서울시 광진구 군자동 98	센터장	정중완
		담 당	이수진
시험결과 확인서		전화번호	02)3408-3902
		메 일	gongdong@sejong.ac.kr

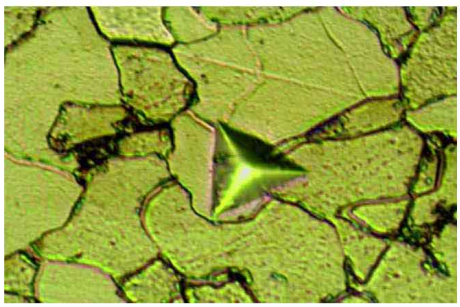
기기명	Nano indenter

Day: 2017/09/22

Using Optical microscope to take several microscope images of SS400 steel as follows:



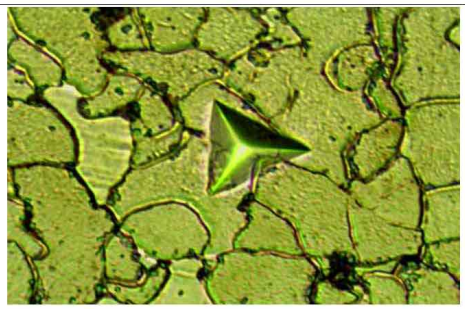


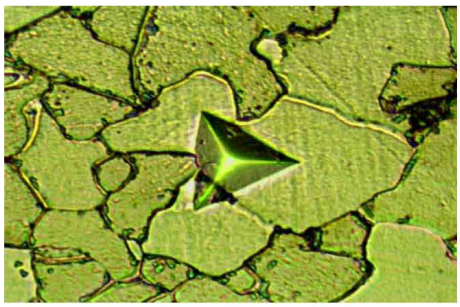


세종대학교 SEJONG UNIVERSITY
공 동 기 기 센 터
143-747 서울시 광진구 군자동 98

센 터 장	정 중 완
담 당	이 수 진
전화번호	02)3408-3902
메 일	gongdong@sejong.ac.kr

시험 결과확인서 [별첨]





No

見　積　書

西記 2017 年　7月　20日

세종대학교 산학협력단貴下

下記와 如히 見積합니다.

공급자	등록번호	218-07-67727		
	상 호	대동정밀	성명	홍 찬 국 (인)
	사업장	서울시 성동구 송정동 81-18		
	업 태	제 조	종목	기계제작

計金. 삼백팔십구만원정 (₩3,890,000) (부가세별도)

No.	品　　名	規　格	數量	單位	單　價	金　　額
시편고정부라켓 제작						
1	자재	30T*200*300	4	EA	50,000	200,000
2		30T*144*300	4	EA	40,000	160,000
3		15T*114*200	8	EA	30,000	240,000
4	연마비		4	SET	80,000	320,000
5	착색비		4	SET	50,000	200,000
6	열처리		4	SET	30,000	120,000
7	가공비 제작		4	SET	370,000	1,480,000
8						
9	시 편 제 작					
10	자재 SM490	12T*600*2000	1	장	270,000	270,000
11	오토 절단 시	12T*80*485	20	EA	45,000	900,000
12	합　　계					3,890,000
13						
14						
15						
16						
備考	M16*105 특강볼트 16SET					

대 동 정 밀

서울시 성동구 광나루로 229번지 TEL. 02)463-9942 FAX. 02)466-3018

발신일자 : 2017. 9. 12

수 신 : 세종대학교 산학협력단

제 목 : 견적서

---

1. 귀사의 일익번창하심을 기원합니다.

2. 아래와 같이 내역서를 제출합니다.

◆ 품 명 : 시편
재 질 : SM490, SM400
규 격 : 12T*10*20
수 량 : 15EA
가 격 : 이십팔만오천원정(₩285,000) (부가세별도)

◆ 품 명 : 시험
재 질 : SM490
규 격 : 12T*12*10
수 량 : 36EA
가 격 : 오십사만원정(₩540,000) (부가세별도)

posco

Mill Test Certificate/검사증명서

Certificate No./증명서번호 : 161021-FP01KN-0013A4-0001
Date of Issue/발행일자 : Nov., 15, 2016

Order No./계약번호 : 01S2393976
PO No./주문번호 : 01S2393976

Supplier /주문자 : DONGYANG S.TEC CO., LTD.
Commodity /품명 : PLATE

Customer /고객사 : DONGYANG S.TEC CO., LTD.
Spec & Type /규격 : KS D3515 SM490A

Size/치수	Product No. /제품번호	Quantity /수량	Weight /중량 (kg)	Heat No. /제강번호	Position	Tensile Test /인장시험 YP (Mpa)	TS (Mpa)	EL (%)	Division	Chemical Composition/화학성분 C (%)	Si (%)	Mn (%)	P (%)	S (%)	CEQ (%)
12x2438x6096	PP91575003	1	1,400	SU81014	T	364	521	26	L	0.1606	0.383	1.425	0.0112	0.0028	0.419
*** Sub Total (040) ***		1	1,400 (kg)												
*** Grade Total ***		1	1,400 (kg)												
*** Grand Total ***		1	1,400 (kg)												

CEQ (F) = C + Mn/6 + Si/24 + Cr/5 + V/14 + Ni/40 + Mo/4

=== Last Item ===

* Position - T : Top, M : Middle, B : Bottom
* Tensile Test. Direction : Transversal, Gauge Length : 200㎜(Rectangular), YP Method : Upper Point
* Division - L : Ladle Analysis
* Supply Condition : As-Rolled unless otherwise Heat Treated.

We hereby certify that the material herein has been made in accordance with the order and above specification.
This material has been fully killed and made by basic oxygen process.
Test Certificate is issued according to EN10204 3.1.

본 검사증명서 위.변조시 사문서 위조(형법 제231조)로 불이익을 당하실 수 있습니다.

Surveyor To :

Kim, Young-Ha

국토해양부지원
Hystec 하이브리드구조실험센터
HYBRID STRUCTURAL TESTING CENTER

실 험 견 적 서

문서번호 / 발행일	KC2017-013-Q-01 / 2017-07-24
실 험 기 관	[재]국토교통연구인프라운영원
실험센터 / 센터장	하이브리드구조실험센터 / 박 영석
	경기도 용인시 처인구 명지로 116 (남동, 명지대학교)
실 험 관 리 자	한 종욱 Tel. 031-324-1068 Fax. 031-335-6826
	jwhan@mju.ac.kr http://www.koced.net

실 험 의 뢰 기 관	세종대학교 산학협력단 분 류 : 대학과제
책 임 자 / 연 락 처	김 승억교수 /
담 당 자	Tel. 02-3408-3607 Fax.
	E-mail : jihun92426@naver.com C/P : 010-7665-1683

실 험 과 제 명	강재 속도별 인장실험				
예 상 실 험 기 간	2017.08.09-2017.08.11	실험기간 내	공간사용기간:	3.0 일	(24시간 기준)
시 험 체 수 량	15 ea		장비사용기간:	1.0 일	(8시간 기준)
실 험 비 총 액	팔백일십사만원정	₩8,140,000	부가세 없음	(비과세 계산서 발행)	

실험 연구비 총괄표

비 목			기준 금액(원)	적용 금액(원)	할인율	비 고
1.	직 접 비	재료 및 소모품	780,000	780,000	-	
		센서 설치/관리	300,000	300,000	-	
		실험체 반입/반출	0	0	-	
		실험체 해체/폐기	0	0	-	
		재하프레임 설치/해체	2,900,000	2,900,000	-	
		실험지그 제작	0	0	-	
		실험요약보고서	0	0	-	
소 계			3,980,000	**3,980,000**		
2.	실험시설 사용료	인건비 기술지원 인건비	520,000	260,000	50%	국토부R&D과제
		인건비 테크니션 인건비	1,460,000	730,000		
		실험 설계비	0	0		
		시설 및 장비 사용료	1,990,000	1,000,000		
		연구활동비	230,000	120,000		
소 계			4,200,000	**2,110,000**		
3.	간접비	(직접비+실험시설사용료)의 25%	2,050,000	**2,050,000**		
4.	국토교통 대형실험시설 중소기업 공동활용 지원		0	**0**		
5.	중소기업지원 상한액 초과 금액					
6.	외주비		0	**0**		
합 계			10,230,000	**8,140,000**		

일반 조건 사항

일반 조건	포함 여부	일반 조건	포함 여부
1. 시험체 제작 및 운반	X	7. 필요시 시험체 제작 장소 제공	O
2. 시험체 설치(센터 미보유 장비 제외)	O	8. 실험 진행 중 계측데이터 수집	O
3. 실험용 부대장치(지그 외) 제작	X	9. 실험 요약보고서	X
4. 계측 센서 부착 및 설치	O	10. 실험(시험) 성적서	X
5. 제작/시공 중 계측 데이터 수집	X	11. 실험 결과 정리	X
6. 시험체 철거 및 폐기	X	12. 분석 보고서	X

※ 본 견적은 발행일로부터 1개월간 유효함.
※ 실험체 제작 및 반입은 의뢰기관의 업무사항임.
※ 사전에 협의되지 않은 내용에 대해서는 추가 비용이 발생할 수 있음.
※ 공간사용시간 또는 장비사용시간을 초과하면 추가비용을 의뢰기관에서 부담해야함

HSTC-QP-03-F4(0)

비목별 세부 내역서

1. 직접비

구분	품명	규격	수량	단위	단가(원)	금액 (원)	비고
재료 및 소모품	스트레인게이지	Steel용	30	ea	6,000	180,000	
	센서 케이블	4-Wire		m		-	
	소모품류		1	식	600,000	600,000	
센서 설치/관리	계측센서 설치 및 관리비	Steel, Concrete	30	ea	10,000	300,000	
실험체 반입/반출	실험체 반입/설치용 크레인	2,000kN		ea		-	
	실험체 반입/설치용 트레일러	500kN		ea		-	
	실험체 반출용 크레인	2,000kN		ea		-	
	실험체 반출용 트레일러	500kN		ea		-	
실험체 해체/폐기	실험체 해체/폐기비			식		-	
재하프레임 설치/해체	재하프레임 설치, 해체 외부인건비		8	인	363,000	2,900,000	
실험지그 제작	재하부 및 받침부 지그 제작비			식		-	
실험요약보고서	실험요약보고서 작성 및 인쇄			식		-	
합 계						3,980,000	천단위 이하 절사

2. 인건비

기관명	직급	역할	기준단가 (원)	참여율	참여단가	기간	금액 (원)	비고
명지대학교	센터장	총괄	450,000	10%	45,000	3.0	135,000	미지급
명지대학교	부센터장	관리	400,000	10%	40,000	3.0	120,000	미지급
명지대학교	기술책임자	설계/기술지원	351,417	50%	176,000	3.0	528,000	지급
명지대학교	전임 연구원	실험수행	219,469	100%	219,000	3.0	657,000	지급
명지대학교	전임 연구원	실험수행	194,687	60%	117,000	3.0	351,000	지급
명지대학교	전임 기술원	실험보조	188,392	80%	151,000	3.0	453,000	지급
명지대학교	전임 연구원	행정지원	156,364	10%	16,000	3.0	48,000	미지급
미지급 내부인건비 합계							300,000	천단위 이하 절사
기술지원 인건비 합계							520,000	천단위 이하 절사
테크니션 인건비 합계							1,460,000	천단위 이하 절사

※ 2017년 엔지니어링기술자 노임단가 적용.

3. 실험 설계비

항목	산출 기준	금액 (원)	비고
실험 설계비	별도 협의	-	인건비에 포함
합 계		-	천단위 이하 절사

4. 실험 시설 및 장비 사용료

품명	규격	수량	기간	단위	단가(원)	금액 (원)	비고
반력구조물(반력바닥 및 반력벽)	60m^2이하	1	3.0	일	480,853	1,442,560	
Dynamic Actuator	250kN	1	1.0	일	63,467	63,467	
Hydraulic Grip				일		-	
재하프레임 및 실험지그		1	1.0	일	226,667	226,667	
유압 펌프	180GPM	1	1.0	일	136,000	136,000	
Hybrid DAQ		1	1.0	일	72,533	72,533	
기타 부대장비	실험지그 외	1	1.0	일	50,773	50,773	
합 계						1,990,000	천단위 이하 절사

5. 연구활동비

품명	산출 기준	금액 (원)	비고
연구활동비	인건비(내부+외부)의 10%	230,000	
합 계		230,000	천단위 이하 절사

Chinwoo Tech (주)진우테크

경기도 성남시 중원구 둔촌대로 474, 507호 (상대원동 선텍시티I)
#507 Suntech City I Bld. 474 DunchonDaero Jungwon-gu Seongnam-si Gyeonggi-do Korea
Tel : 031-777-1277 Fax : 031-777-1288 E-mail : chinwoo@chinwoo.co.kr

견 적 서

세종대학교 귀중
참조: 최지훈 연구원님 귀하

견적서번호 : CW170928L1
담당자: 박주희(010-5792-2850)

시편 분석 비용을 아래와 같이 견적합니다.

2017 / 09 / 28 대표 정 태승

---- 아 래 ----

총 계: ₩ 1,300,000원(부가세 별도)

Item	Description	수량	단위	단가(원)	소계(원)
강종	시편 전처리 공정 (Mounting / Grinding / Polishing) Mold: 32㎜ 2-parts Mounting Cup 목적: Nanoindentarion 측정	20	mold	₩ 65,000	₩ 1,300,000
					₩ 1,300,000

(비고)
1)작업완료일: 시편 수령 후 1주일 이내
2)결재조건: 현금

시편준비 애로기술지원을 위한 **시편전처리 기술지원센터**를 운영하고 있습니다.

센터장	전태승

Applications Lab Report

Prepared for : 세종대학교 최지훈 연구원님
Prepared by : 박주희 연구원
Phone : 010-5792-2850
Web : www.chinwoo.co.kr
E-mail : allied5@chinwoo.co.kr
Receipt Date : 2017-10-10
Completion Date : 2017-10-11
Report No. CW17469M

시편 전처리 센터

01
Objective

- NanoIndentationg 시편 전처리

02
Sample Description



- 재질 : 강종
- 작업내용 : Mounting, Grinding, Polishing

03
Process

- 1-1. Cold Mounting

Consumables	Item	EpoxySet, Resin	EpoxySet, Hardener	32㎜ Diameter, 2-Part Mounting Cups
	Item Number	145-20005	145-20010	197-10005

→ 장비 및 소모품 사진 별도 (10 page)

- 1-2. Mixing & Cure Time

Mixing	EpoxySet Resin 100 : 12 EpoxySet Hardener Ratio (by WEIGHT)
Cure Time	8 hours / 480 minutes



Mounting 완료

03
Process

- 2-1. Grinding & Polishing by MetPrep3/PH-3™ Individual Pressure Polishing

	Grinding				Polishing	
Step	**1**	**2**	**3**	**4**	**5**	**6**
Abrasive	400 Grit (P-800)	600 Grit (P-1200)	800 Grit (P-2400)	1200 Grit (P-2400)	3 μm	0.04 μm
Type	SiC	SiC	SiC	SiC	Diamond	Colloidal Silica
Carrier	Abrasive Disc	Abrasive Disc	Abrasive Disc	Abrasive Disc	Suspension	Suspension
Item No.	**50-10070**	**50-10075**	**50-10076**	**50-10077**	**90-3AB3**	**180-25000**
Polishing Cloth					White Label	Final-POL
Item No.					**90-700-500**	**90-700-705**
Coolant	Water	Water	Water	Water	PurpleLube	-
Item No.	-	-	-	-	**90-205010**	-
Platen Speed(RPM) / Direction	150 / Comp	150 / Comp	150 / Comp	150 / Comp	120 / Comp	100 / Contra
Sample Speed (RPM)	120	120	120	120	110	90
Force (lbF)	4	4	4	4	4	4
Time (min)	Until Flat	2'00"	3'00"	3'30"	3'00"	30'00"

→ 장비 및 소모품 사진 별도 (7 page)

- 2-2. AD-5™ Dispensing Parameters

Step	**5**	**6**
Type	Diamond Suspension & GreenLube™	Colloidal Silica Suspension
Pulses / Min	5	6
Pulse Length	0.5 sec.	1.5 sec.
Water Flush	Off	On

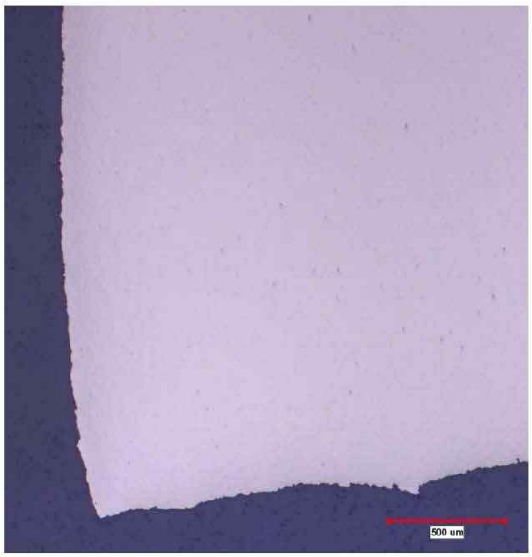
04
결과



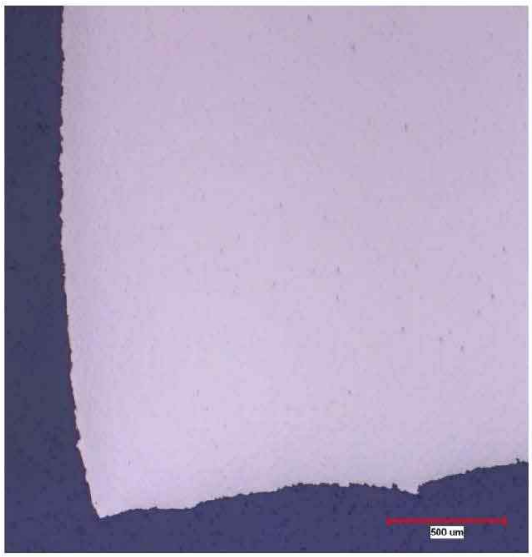
5 - x50



6 - x50

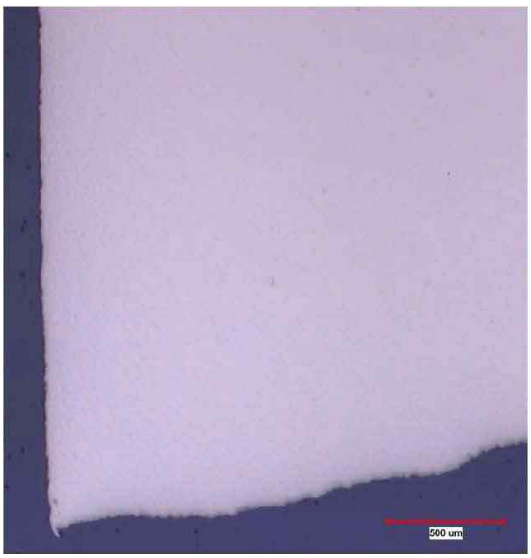


17 - x50

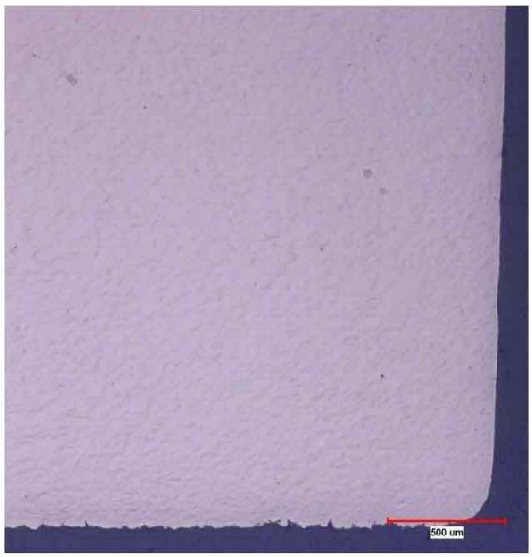


26 - x50

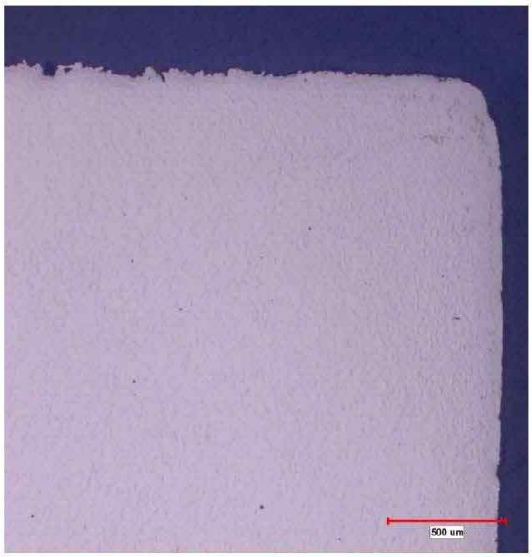
04
결과



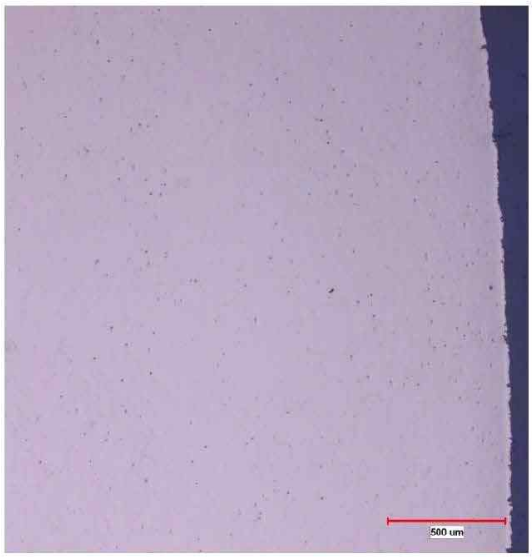
30 - x50



400 - x50



490 - x50



용접 - x50

05
장비 및 소모품

- Grinding & Polishing



MetPrep3/PH3 & AD-5



Silicon Carbide Paper



Diamond Suspension



PurpleLube



Colloidal Silica Suspension



- 8" 400, 600, 800, 1200 SiC Paper
- 8" White Label, Final-POL Cloth
- 3㎛ Diamond Suspension & PurpleLube
- 0.04㎛ Colloidal Silica Suspension

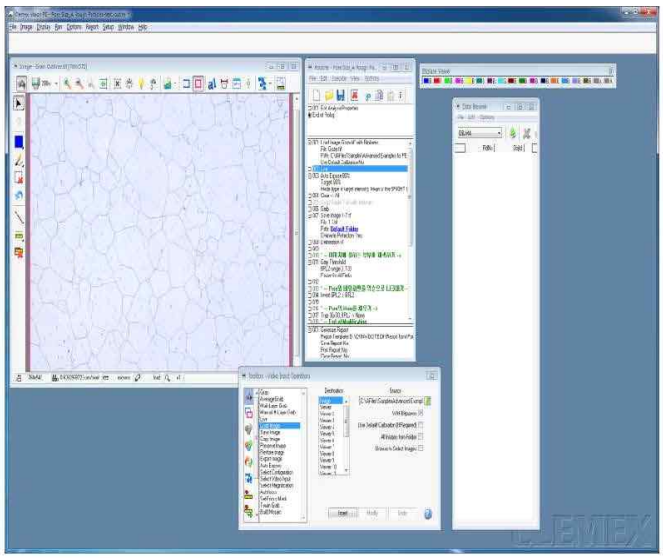
시편 전처리 센터

05
장비 및 소모품

- Microstructure Observe



AxioImager A2m™ Upright Microscope



CLEMEX Vision PE & Lite 7.0

- 50 배율

- 진우테크 시편 전처리 센터에 분석의뢰를 주신 것에 감사합니다.

- 본 Report 는 의뢰자가 제시한 시료 및 시료명으로 시험한 결과로서 전체 제품에 대한 품질을 보증하지는 않습니다.

- 본 Report는 분석 용도 이외에 홍보, 선전, 광고 및 소송용 등으로 사용하실 수 없습니다.

- 실험사진



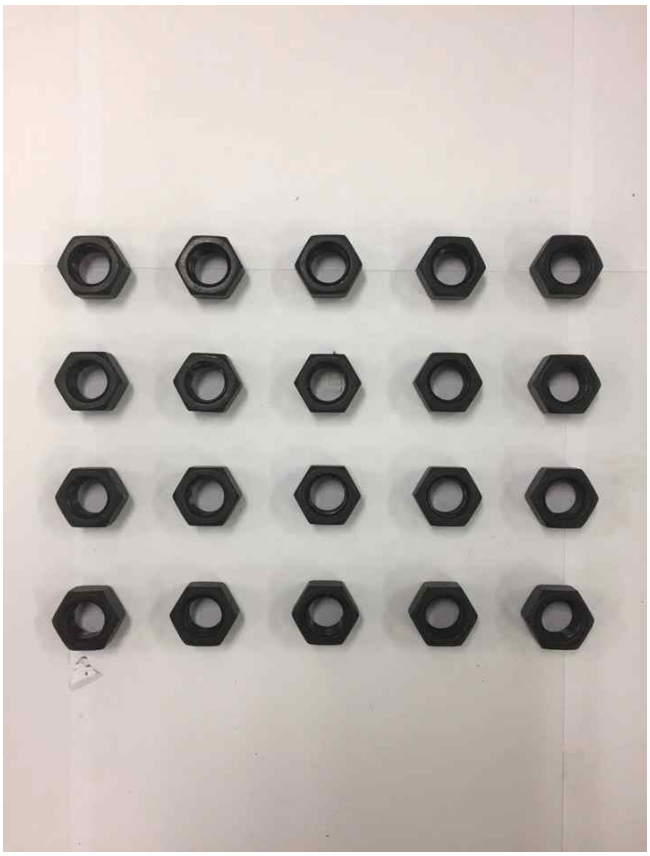




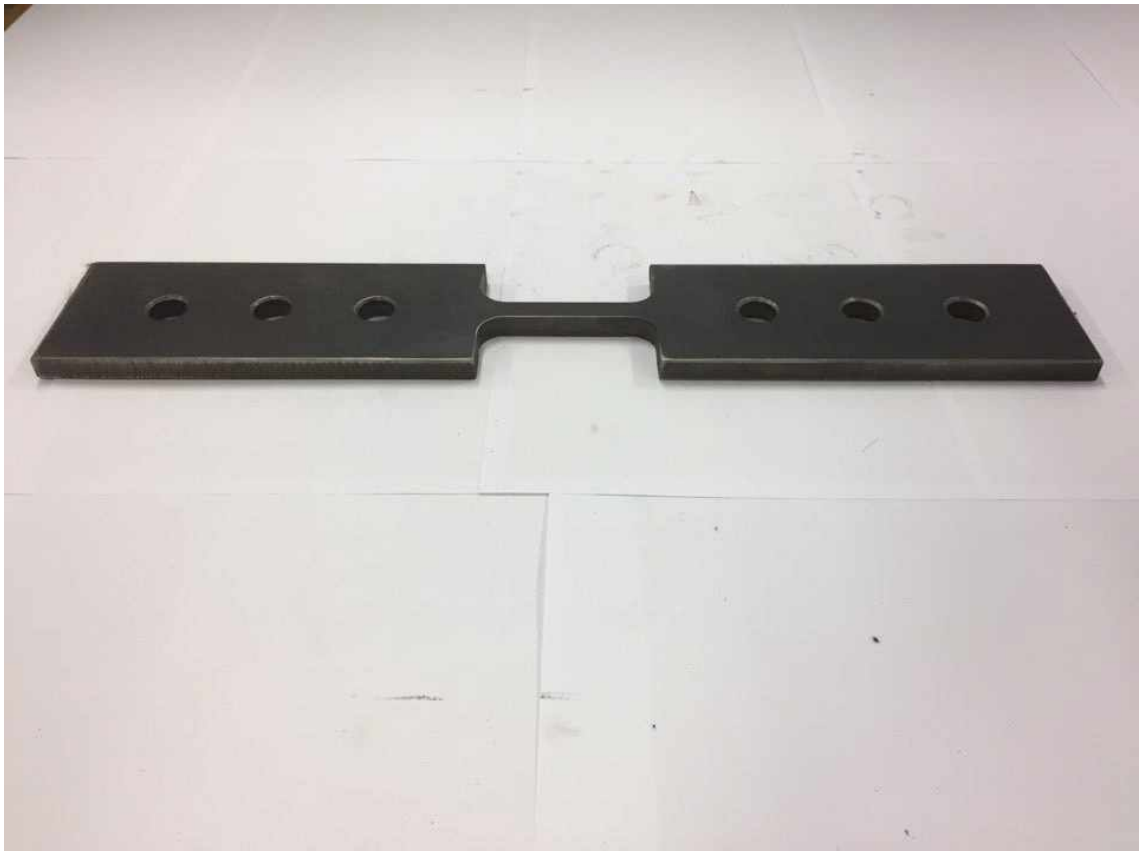




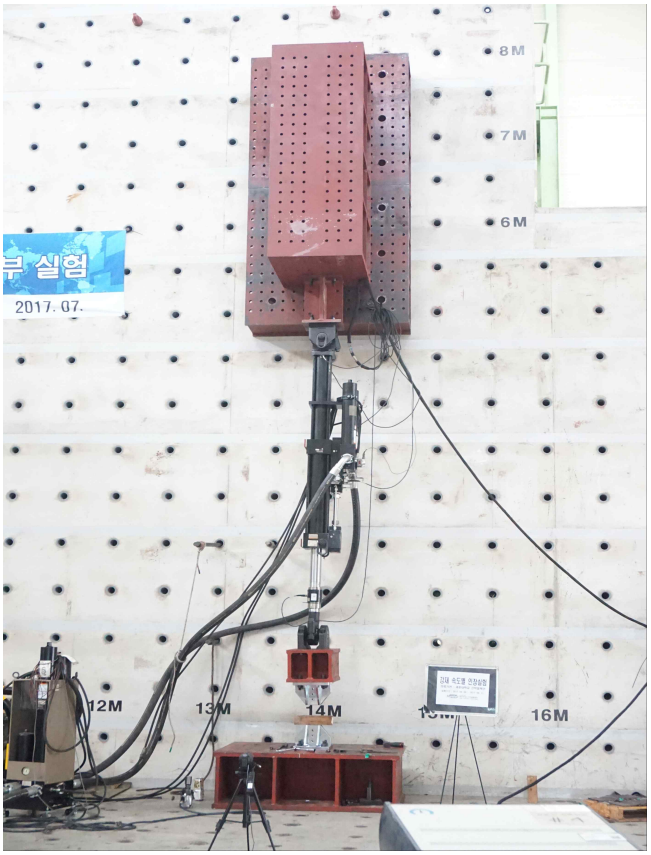




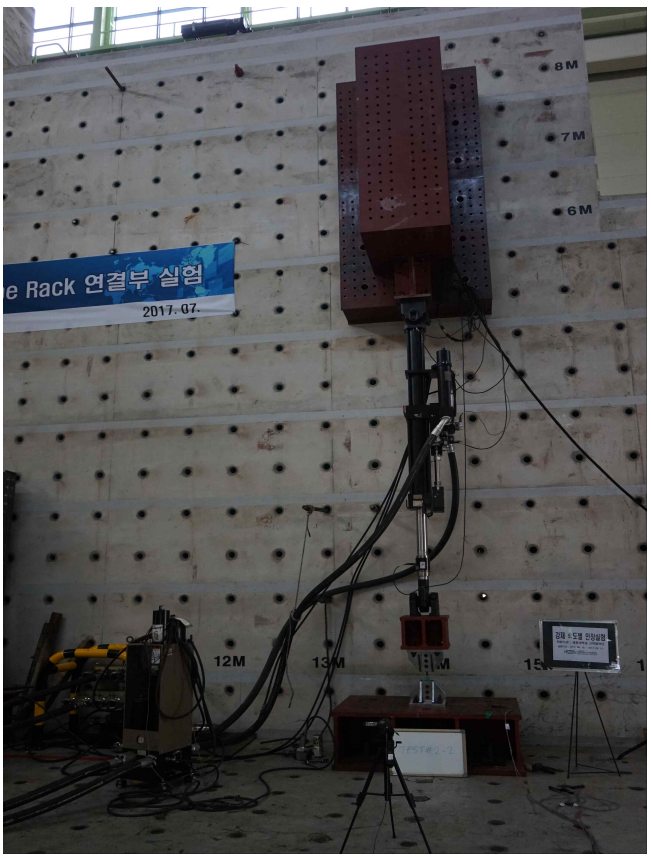


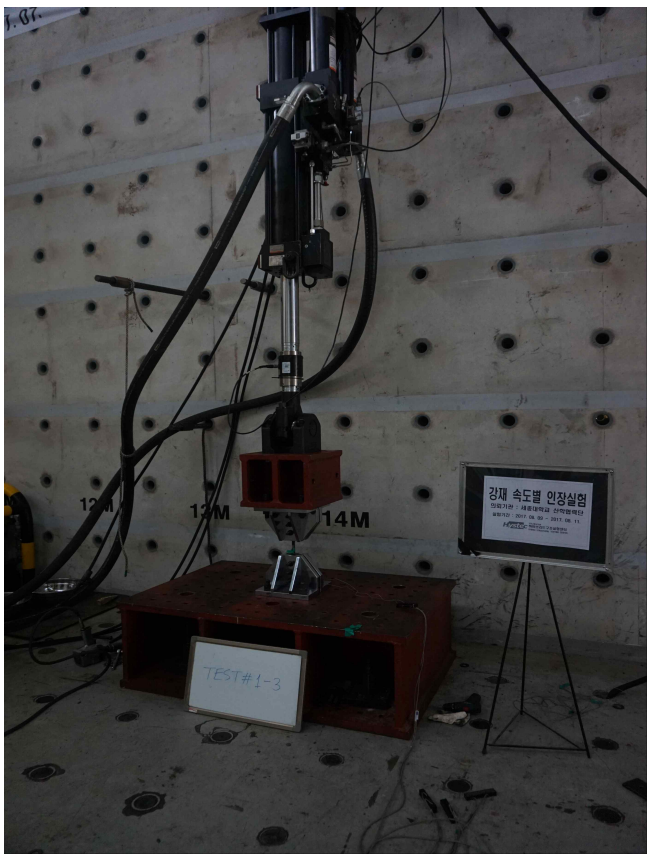




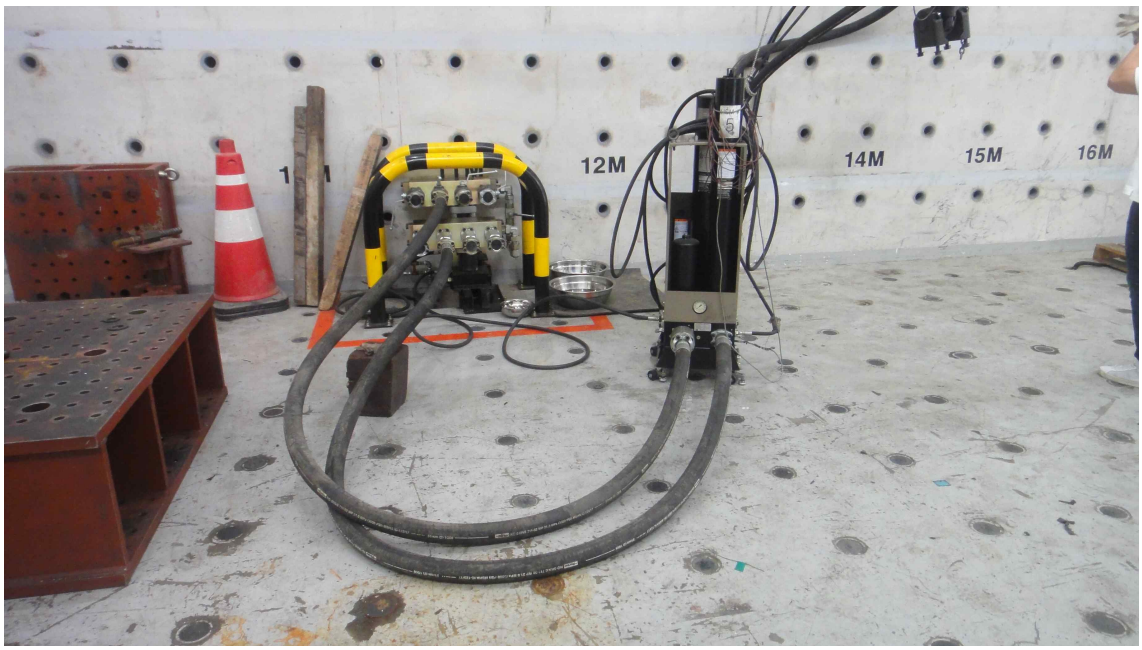

8M
7M
6M
2017. 07.
12M
13M
14M
16M


강재 속도별 인장실험
TEST# 3-2

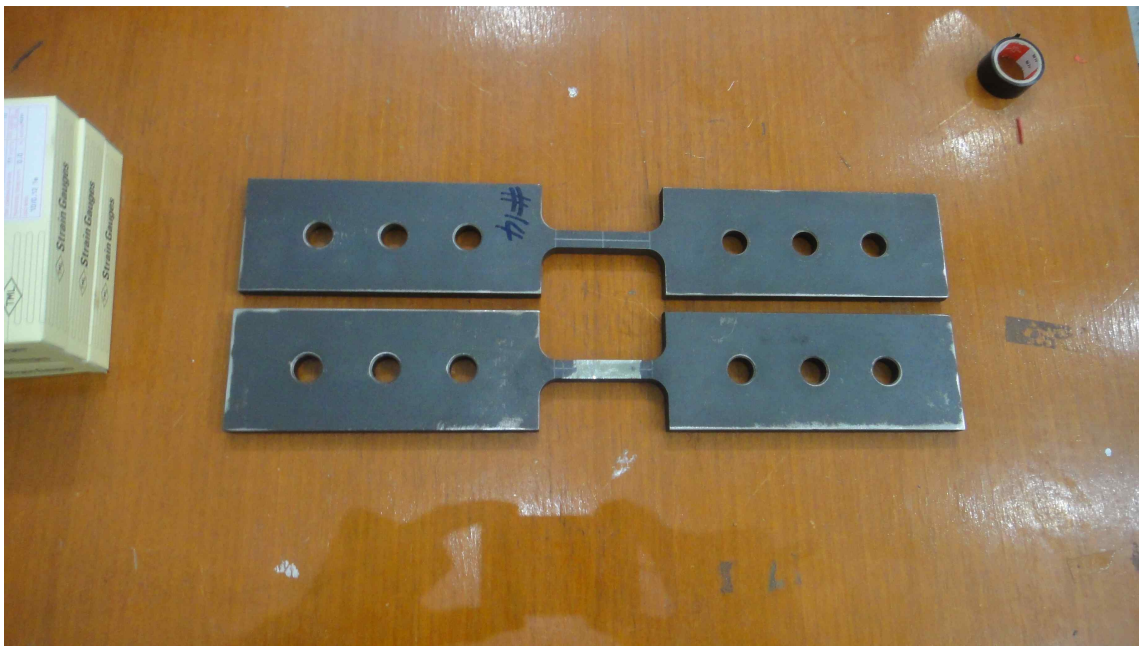

8M
7M
6M
2017. 07.
12M
13M


강재 속도별 인장실험
14M
TEST#1-3


5M
6M
7M
12M
14M

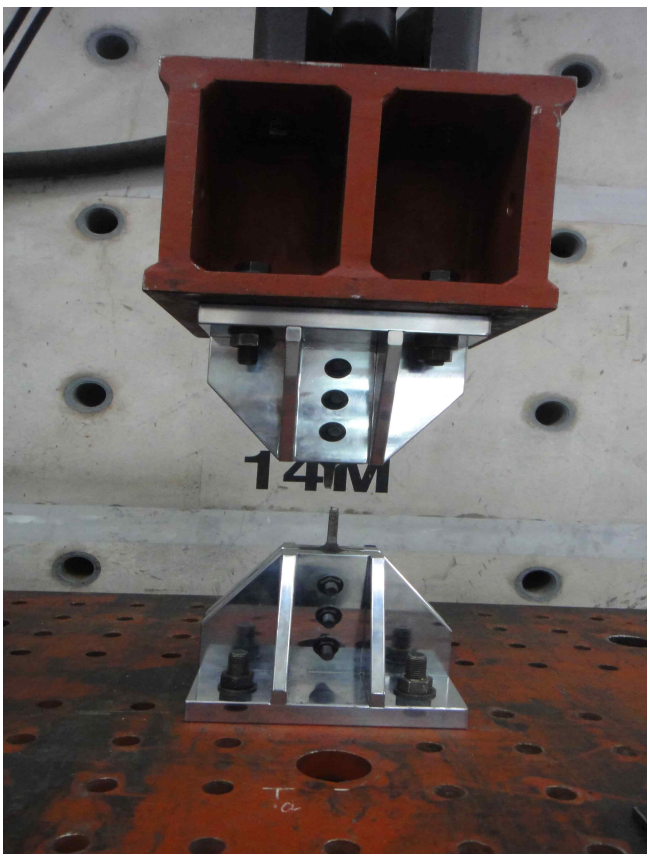

12M
14M
15M
16M

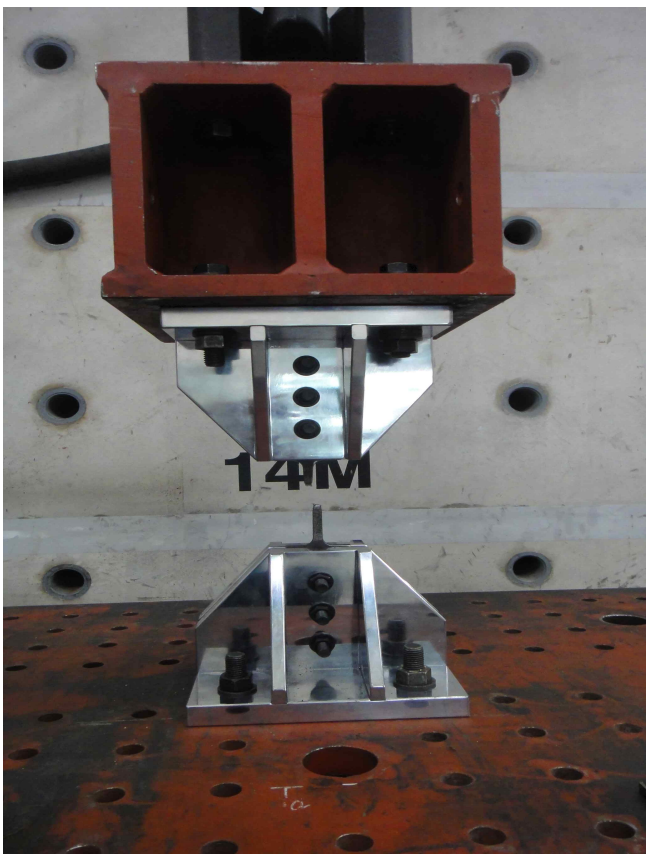


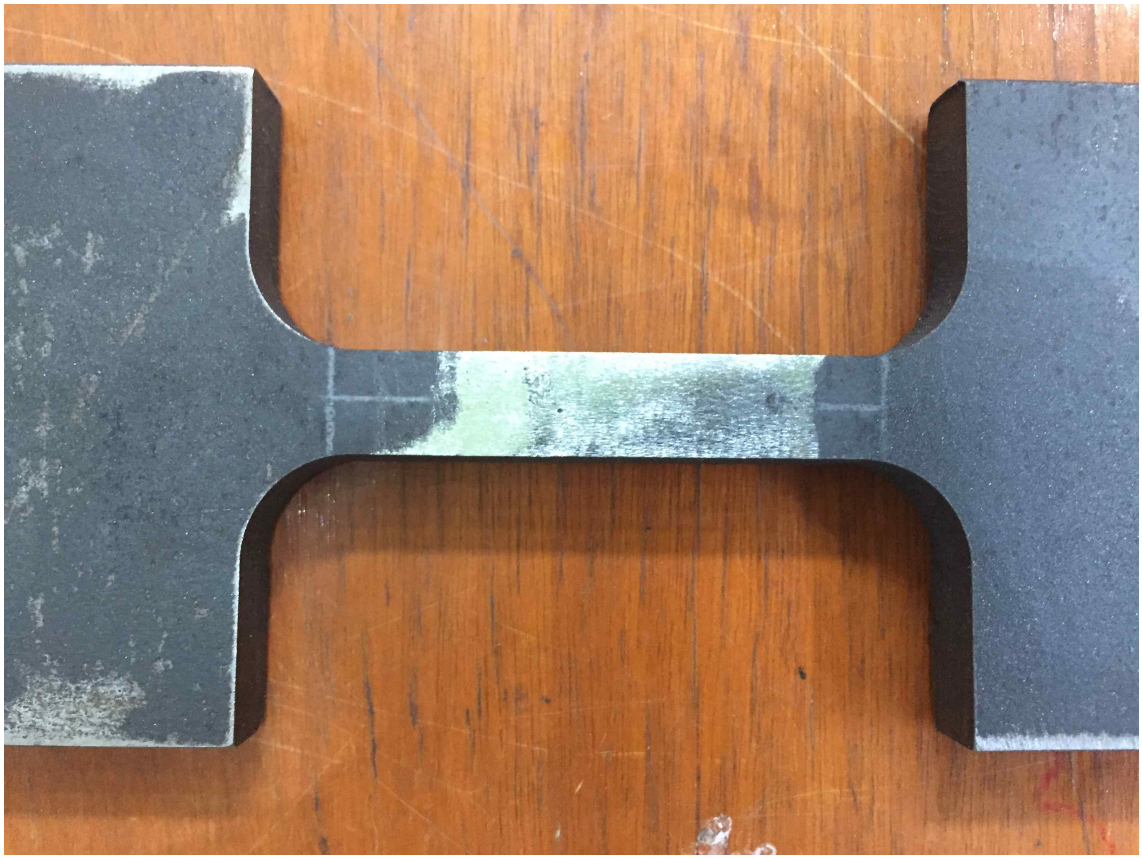

Strain Gauges
Strain Gauges
Strain Gauges


8M
7M
6M
ack 연결부 실험
2017. 07.
12M
13M
14M
15M
16M


8M
7M
6M
연결부 실험
2017. 07.
12M
13M
14M
15M
16M

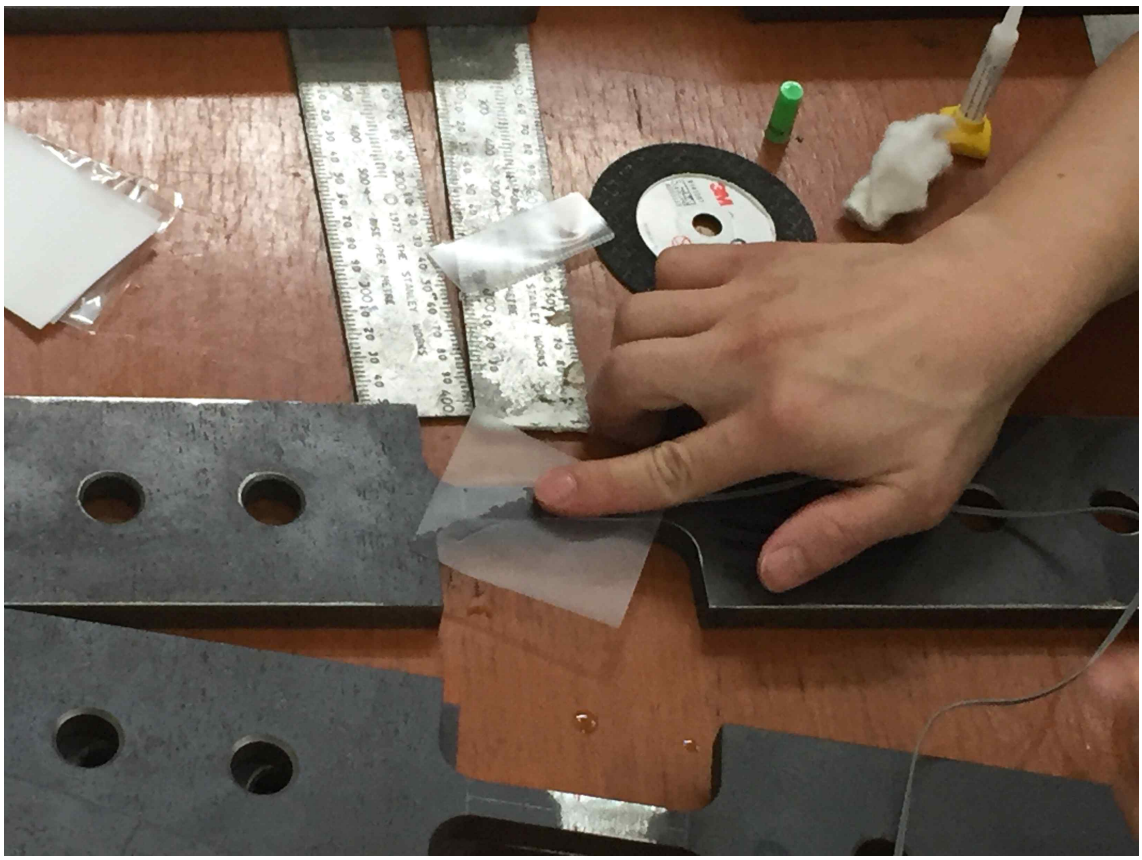

14M


14M

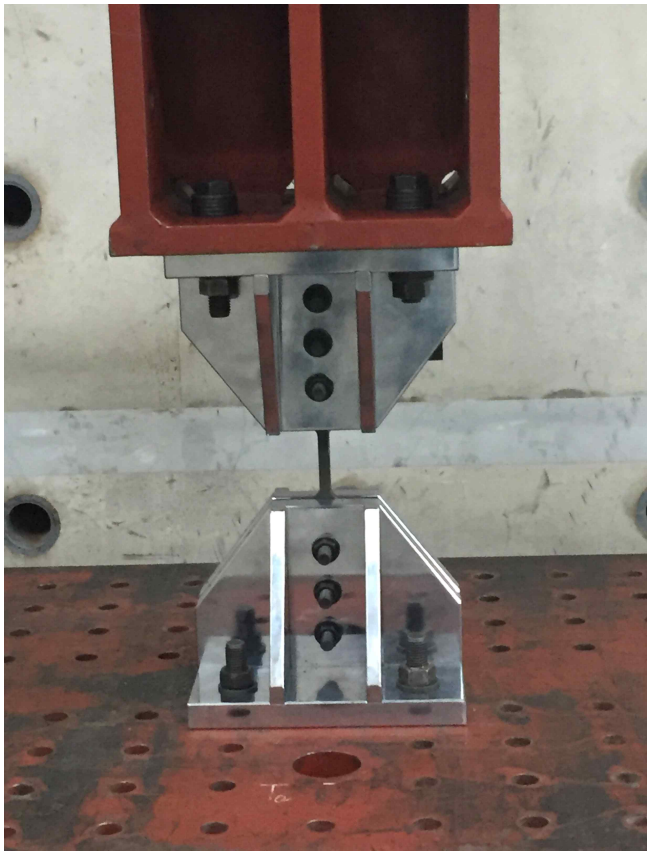


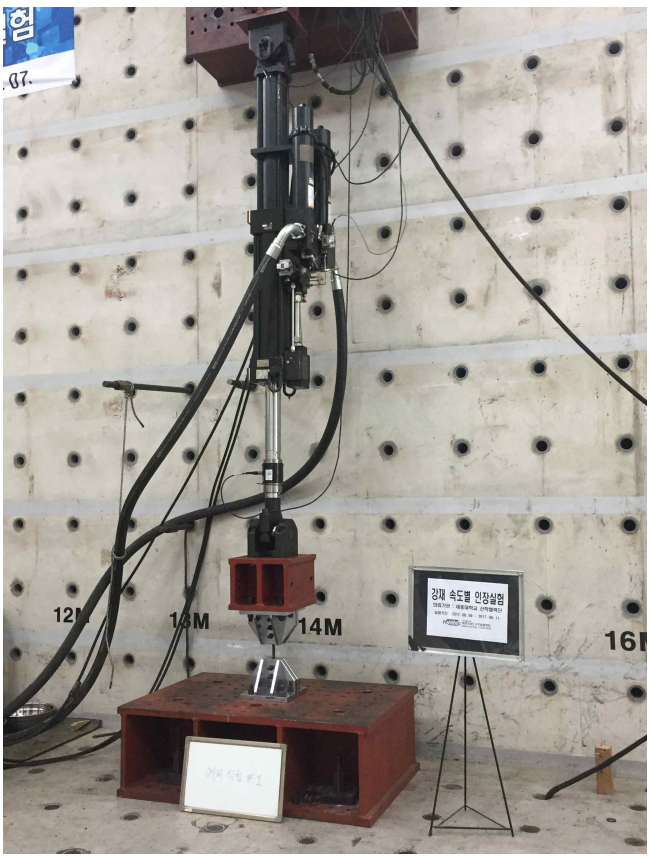











12M
14M
14M
16M


4M
15M


TEST#5-1B

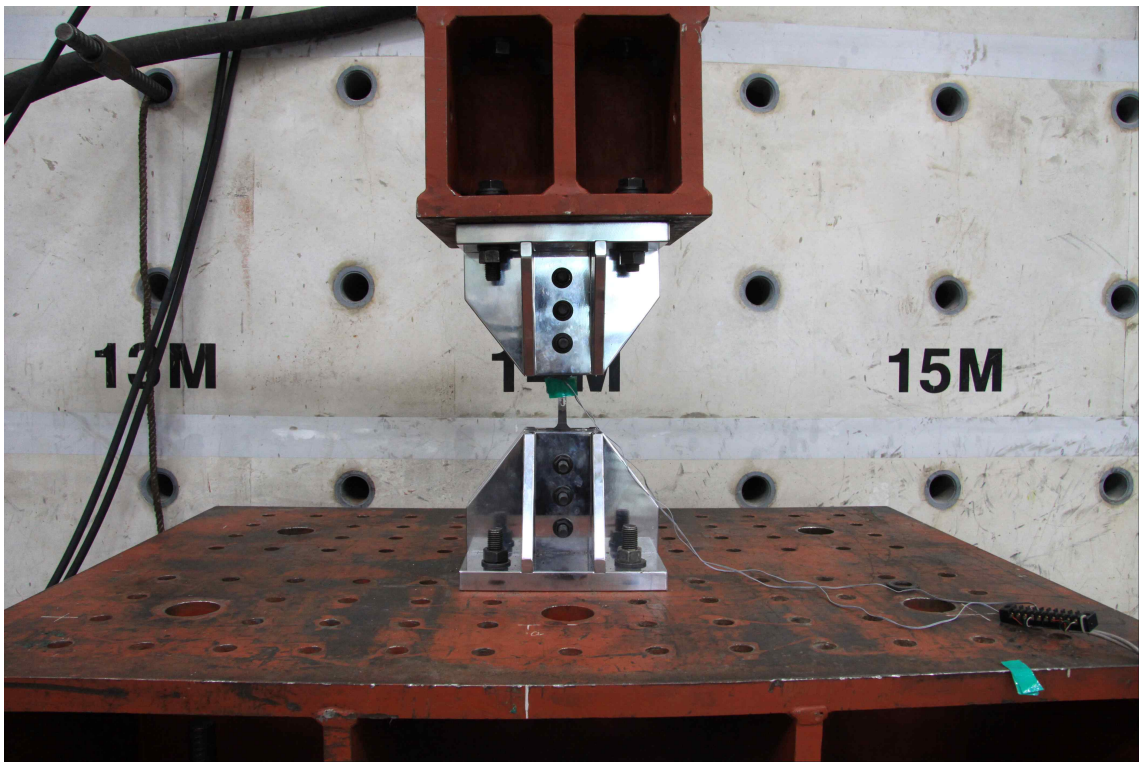

TEST#5-1

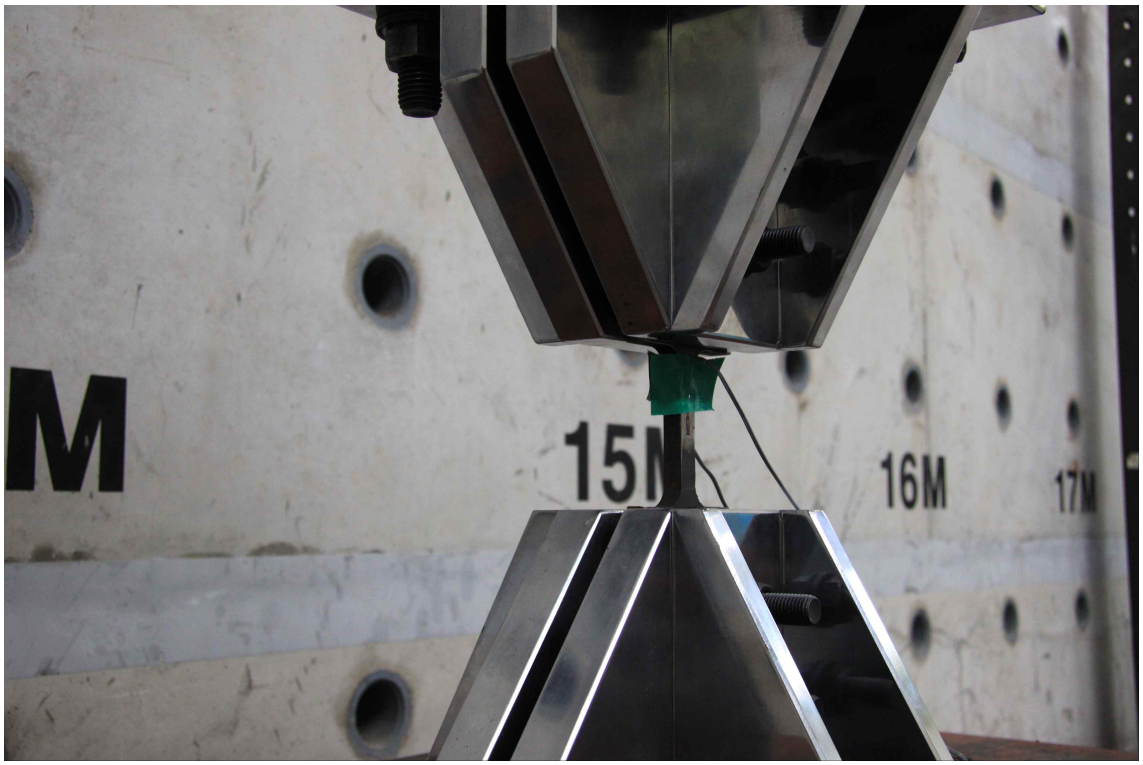

TEST#5-3B

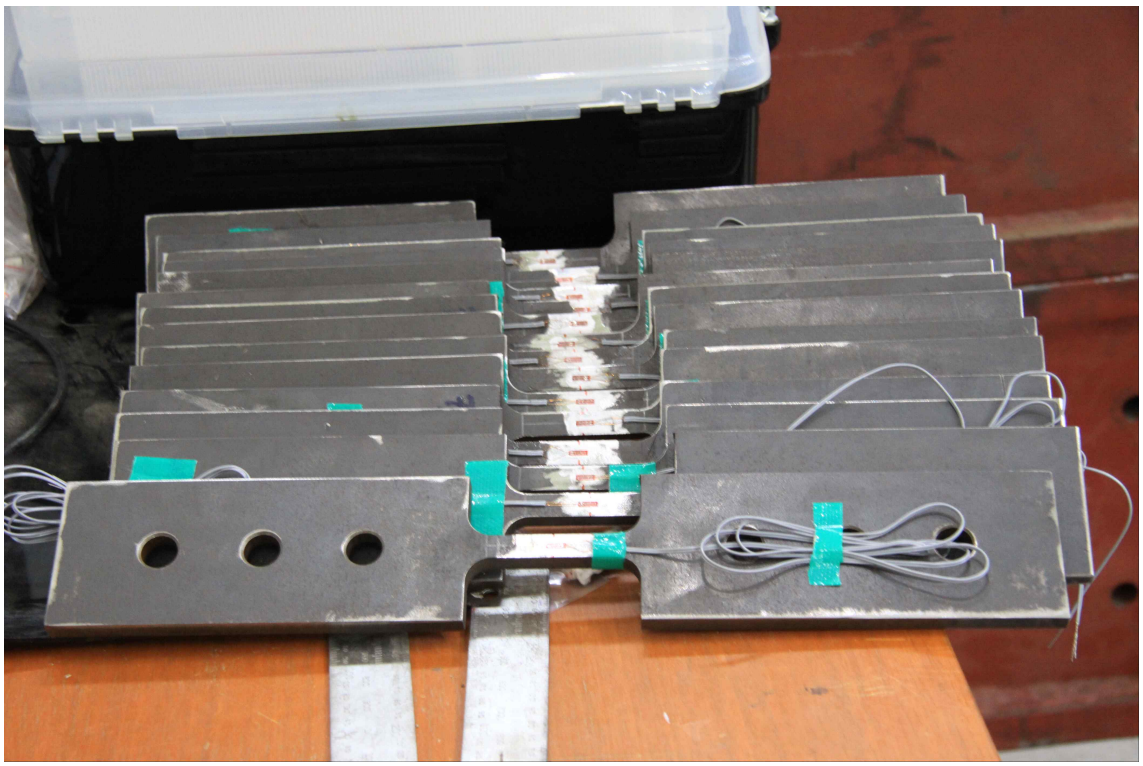

TEST#4-2

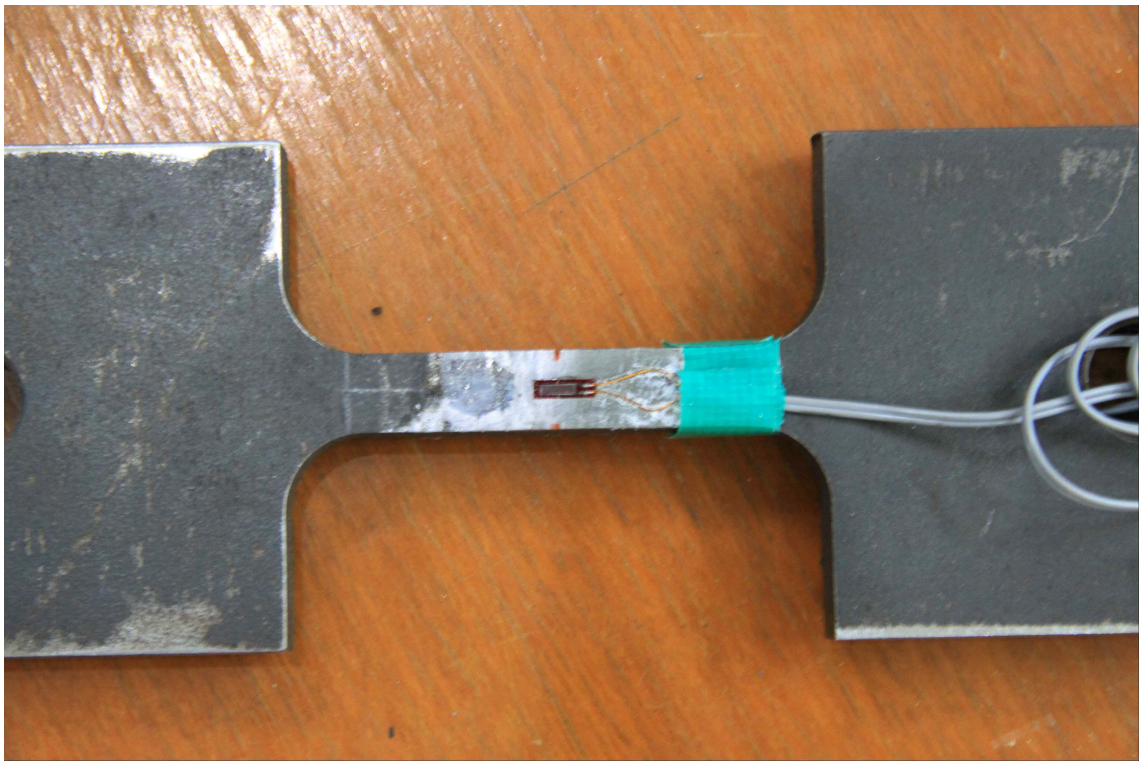

TEST#2-3


TEST#1-2

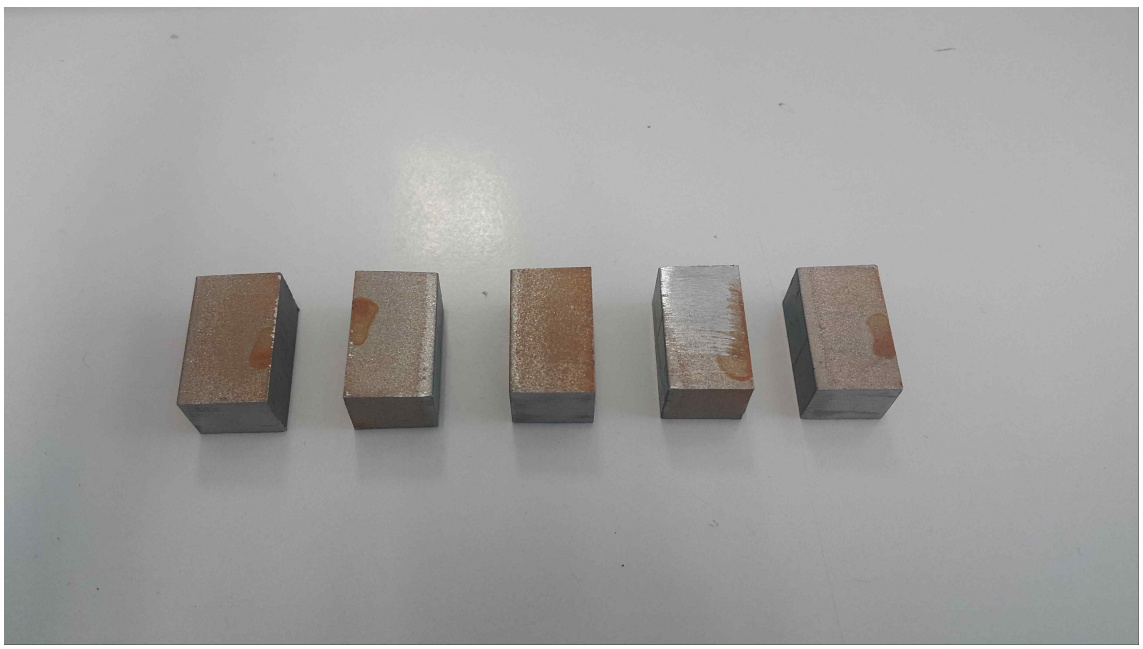

15M


15M
16M





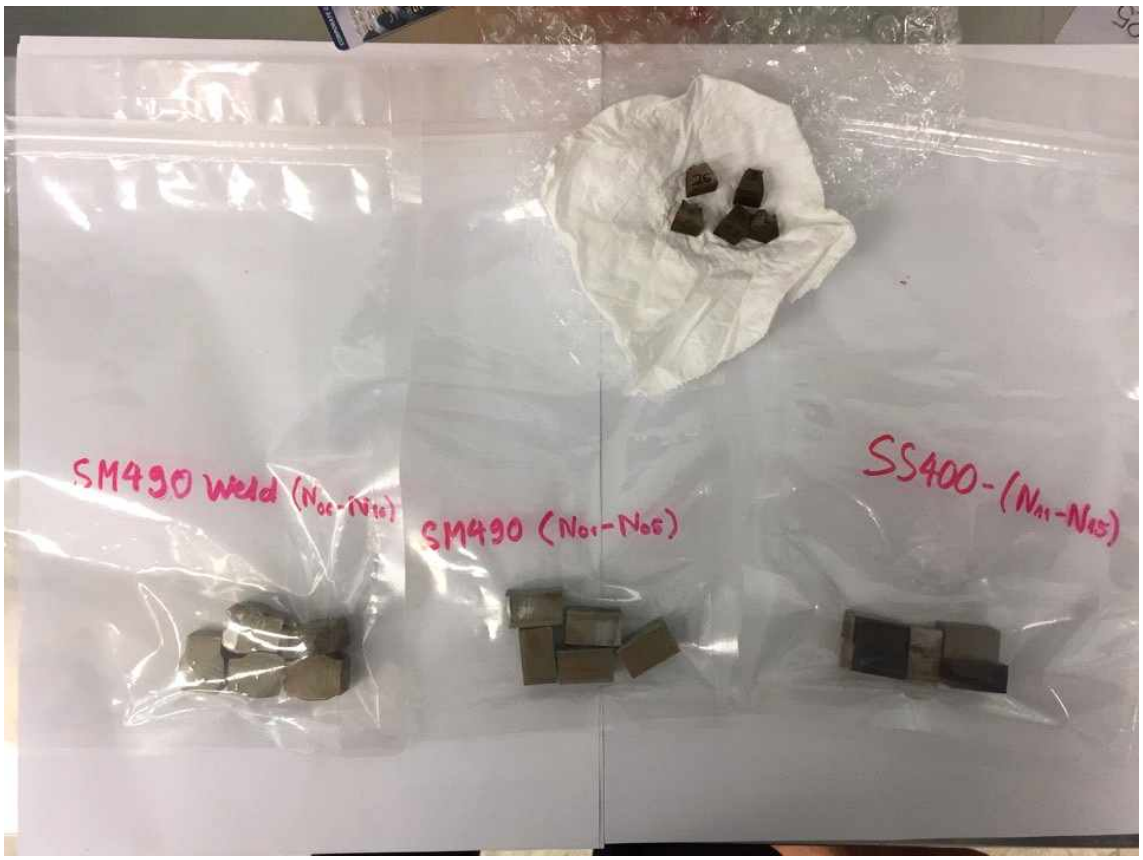


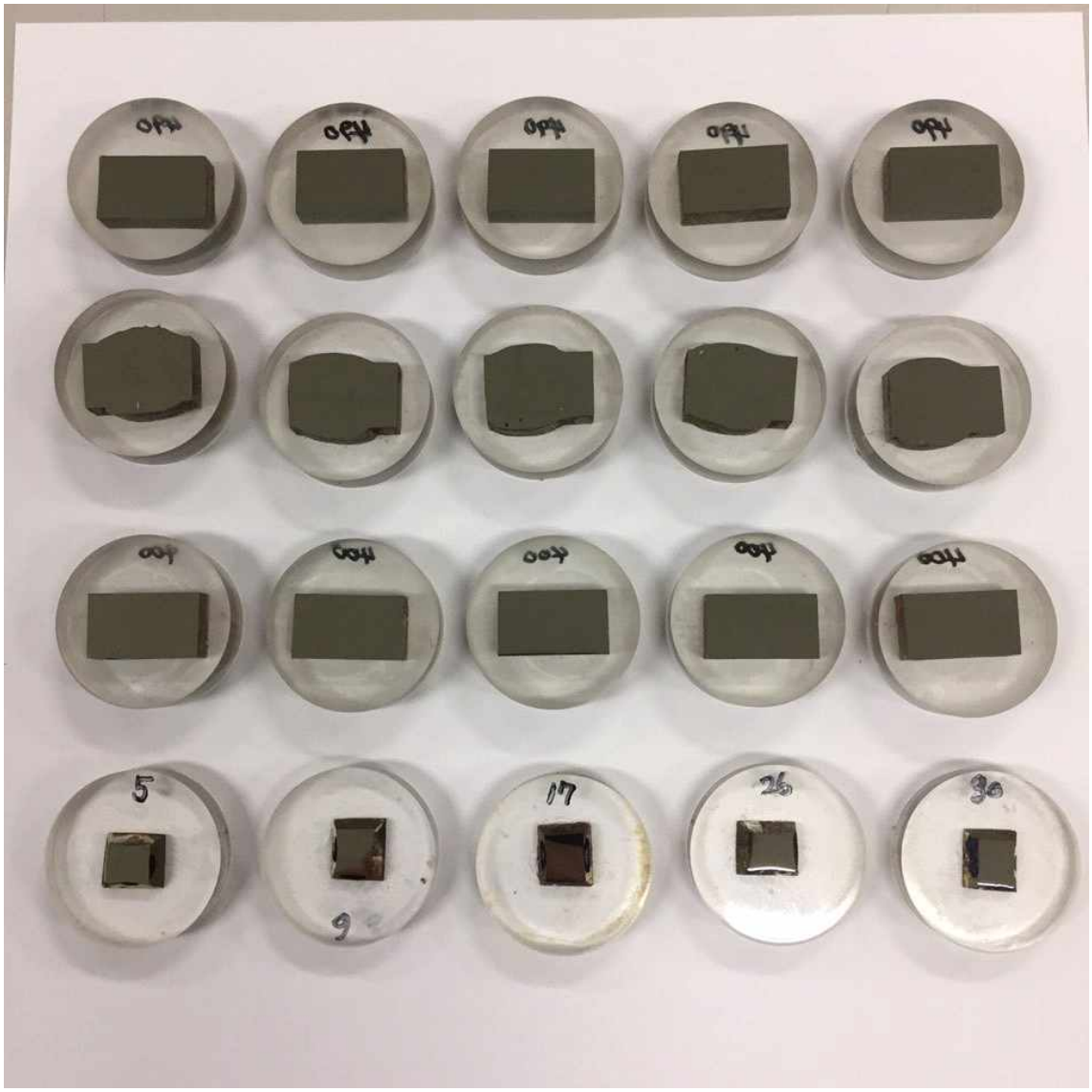







26
5
17
9


SM490 Weld (No6-No10)
SM490 (No1-No5)
SS400-(No11-No15)


5
17
26
36



부록 2.

논문게재 성과

Materials Science & Engineering A 711 (2018) 44–61

Contents lists available at ScienceDirect

Materials Science & Engineering A

journal homepage: www.elsevier.com/locate/msea

Identification of the plastic properties of structural steel using spherical indentation

Thai-Hoan Pham[a,b], Quang-Minh Phan[b], Seung-Eock Kim[a,*]

[a] Department of Civil and Environmental Engineering, Sejong University, 98 Gunja-dong, Gwangjin-ku, Seoul 143-747, South Korea
[b] Faculty of Civil Engineering, National University of Civil Engineering, 55 Giai Phong, Hanoi, Vietnam

ARTICLE INFO

Keywords:
Dimensional analysis
FE analysis
Plastic properties
Structural steel
Spherical indentation

ABSTRACT

In this paper, a method for identification of the plastic properties of structural steels that exhibit a plastic plateau in their stress-strain curve from spherical indentation was proposed based on the results from extensive dimensional analyses and finite element (FE) simulations. Three explicit relationships, which related the properties of structural steel to the response from spherical indentation, were established. Considering that elastic modulus of structural steel was priori known since it can be extracted from the conventional methods, the plastic parameters of steel including yield strength (σ_y), the strain hardening exponent (n), and the ratio (α) between the strain at beginning-point of strain hardening (ε_{st}) and the yield strain (ε_y) can be determined from a spherical indentation load-depth (P-h) curve using three proposed dimensionless functions. The spherical indentation process was simulated by using a finite element program, and a large number of analyses with different combinations of steel properties were conducted. From the FE analyses results, the functions were established from regression analyses, and a reverse algorithm was suggested. Spherical indentation, tensile tests, reverse analyses were carried out on three different structural steels (SS400, SM490, and SM520) to validate the proposed algorithm.

1. Introduction

Instrumented indentation has been commonly used in measuring the mechanical properties of materials in many engineering fields [1]. In the indentation test, the material parameters are simplicity related to the indentation characteristics that are exhibited through the load-depth (P-h) curve. The main objective of indentation analysis is to correlate the shapes factor of the indentation P-h curve and indenter geometry with material properties, such that the properties can be extracted from indentation tests [2]. Among the various shapes of the indenter tip, spherical indentation is one of the earliest studied through the Brinell hardness test and Hertz solution in the 1900s [3]. Due to the fact that sharp indentation produces phase transformation and micro-cracking even at a relatively small load, the indenter sharpness has a significant effect on the mechanisms, and it is hard to achieve the exact tip-sharpness during the manufacturing process, spherical indentation has been extensively used since these factors can be avoided [4]. While the methods to determine the elastic modulus of materials from spherical indentation are well established by Fischer-Cripps [5] and Oliver and Pharr [6,7], many researchers have proposed other methods for characterization of the plastic properties of materials from spherical indentation [8–20], in which the dimensional analysis that has exhibited the relationship between the properties of materials and the characteristics of spherical indentation was used [12–18]. However, the methods proposed in these studies are just valid to the materials that their true stress- strain behavior can be accurately modeled by a power law description or an isotropic hardening law. In other words, the materials model used in the established methods can be expressed as [12–18]:

$$\sigma = \begin{cases} E\varepsilon & (\varepsilon \le \varepsilon_y) \\ \sigma_y[1 + E(\varepsilon - \varepsilon_y)/\sigma_y]^n & (\varepsilon \ge \varepsilon_y) \end{cases} \quad (1)$$

Structural steels exhibit Luders behavior, which is a plastic instability associated with the unpinning of dislocations from the interstitial elements in solid solution such as carbon or nitrogen [21], in their stress-strain curve. The Luders band (plastic plateau) initiates from the "upper yield stress" (point B) and ends at the beginning-point

* Corresponding author.
E-mail address: sekim@sejong.ac.kr (S.-E. Kim).

https://doi.org/10.1016/j.msea.2017.10.097
Received 5 September 2017; Accepted 27 October 2017
Available online 28 October 2017
0921-5093/ © 2017 Elsevier B.V. All rights reserved.

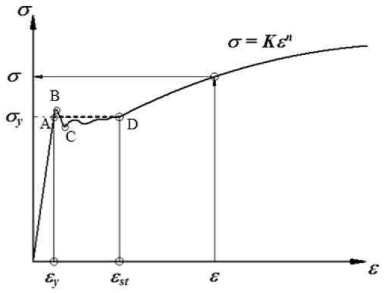


Fig. 1. Schematic illustration of a typical stress-strain behavior of structural steels.

of strain hardening (point D), as illustrated by the solid curve from B to D in Fig. 1. In the use of structural steel, the yield strength is described by "lower yield strength", which is cited by either the minimum stress (point C in Fig. 1) or mean stress during Luders band, instead of "upper yield strength" due to the fact that measurements of the "upper yield strength" are extremely sensitive to how axially the load is applied during a tensile test [22]. In this study, the material model of structural steel is simplified by assuming that the plastic plateau in its stress-strain curve is perfectly plastic as represented by the dotted line from A to D in Fig. 1. From this assumption, which is demonstrated to be acceptable to accurately reflect the material properties of structural steel [23–27], the stress-strain curve of structural steel can then be expressed as [23]:

$$\sigma = \begin{cases} E\varepsilon & (\varepsilon \le \varepsilon_y) \\ \sigma_y & (\varepsilon_y < \varepsilon < \varepsilon_{st}) \\ \sigma_y[1 + E(\varepsilon - \varepsilon_{st})/(\alpha\sigma_y)]^n & (\varepsilon \ge \varepsilon_{st}) \end{cases} \quad (2)$$

where α is defined as the ratio between the strain at beginning-point of strain hardening (ε_{st}) and the yield strain (ε_y). Using the expression of the material stress-strain curve in Eq. (2) and the popular range of α from 7 to 23 [28], the method to estimate two plastic properties (σ_y and n) with respect to α of structural steels using Berkovich indentation was well established [23]. However, the limitation of this method is that the α value should be known in advance to accurately estimate the two plastic properties of structural steels.

The aim of this study is to further extend the previous work for spherical indentation and to overcome the aforementioned limitation of the method presented in the previous work. A new reverse algorithm for determining the plastic parameters of structural steel from spherical indentation was established. Spherical indentation and tensile tests were carried out on structural steels to validate the proposed algorithm.

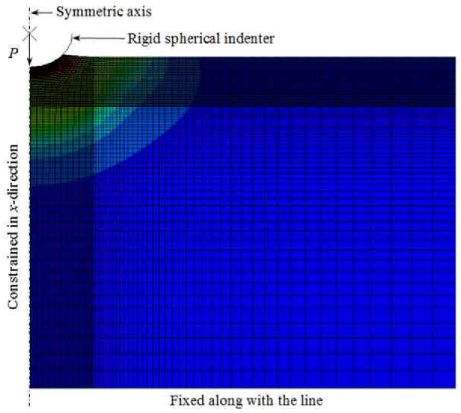


Fig. 3. Two-dimensional axisymmetric FE model used in the analyses.

Table 1
Parameters used for defining combinations of material properties.

	E (GPa)	σ_y (MPa)	n	α
[a]325 Combinations of material properties	10	235	0	
	60	285	0.10	7
Poisson's ratio	110	335	0.20	16
υ = 0.3	160	385	0.35	
h_m/R = 0.3	210	435	0.50	23
	260	535		

[a] After eliminating the identical combinations when n = 0 and some others that have similar E/σ_y ratio.

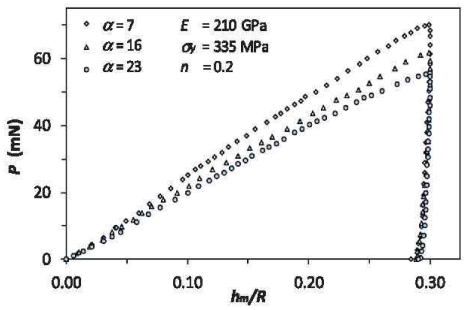


Fig. 4. Effect of α on indentation P-h curve.

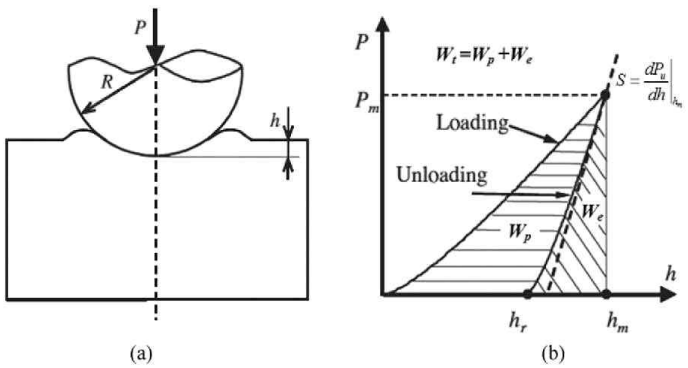


Fig. 2. Representation of a spherical indentation: (a) the indenter and specimen, and (b) load – penetration depth curve [18].

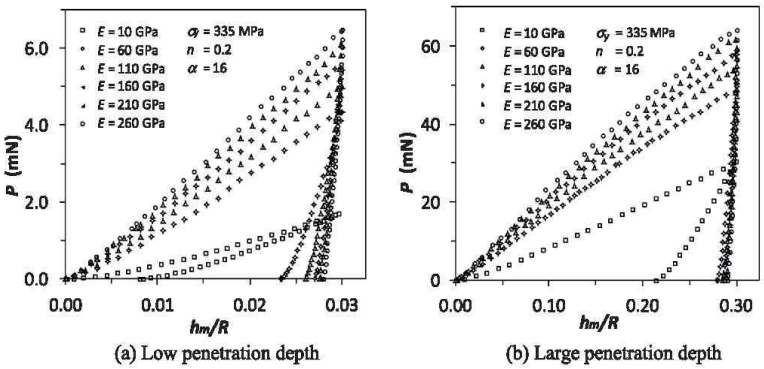


Fig. 5. P-h curves of spherical indentation at different h_m/R ratios.

Table 2
Elastic modulus obtained from spherical indentation at different hm/R ratios.

FE analysis cases	Input	hm/R = 0.03		hm/R = 0.3	
	E (GPa)	E (GPa)	% err.	E (GPa)	% err.
1	10	9.82	−1.76%	10.44	4.39%
2	60	58.95	−1.74%	63.45	5.74%
3	110	106.48	−3.20%	115.60	5.09%
4	160	153.02	−4.36%	168.13	5.08%
5	210	201.83	−3.89%	218.68	4.13%
6	260	256.12	−1.49%	271.83	4.55%

2. Backgrounds and finite element simulation of spherical indentation

2.1. Backgrounds

A representation of a spherical indentation is schematized in Fig. 2. The load -penetration depth (P-h) curve (Fig. 2b) provides various characteristic parameters of indentation that allow the extraction of indented material properties including elastic and plastic properties. Elastic modulus E of elasto-plastic solids can be extracted from the following relations [6,7]:

$$E_r = \frac{\sqrt{\pi}}{2\beta}\frac{S}{\sqrt{A_c}} \tag{3}$$

$$E_r = \left[\frac{1-\nu^2}{E} + \frac{1-\nu_i^2}{E_i}\right]^{-1} \tag{4}$$

where β is a factor related to indenter shape; S is contact stiffness, E_r is reduced modulus, A_c is the projected contact area, and E_i, υ_i, E, and υ are the modulus and Poisson's ratio of the indenter and the indented material, respectively. The contact stiffness S can be calculated using the following equation [6]:

$$S = \left.\frac{dP_u}{dh}\right|_{h_m} = mB(h_m - h_r)^{m-1} \tag{5}$$

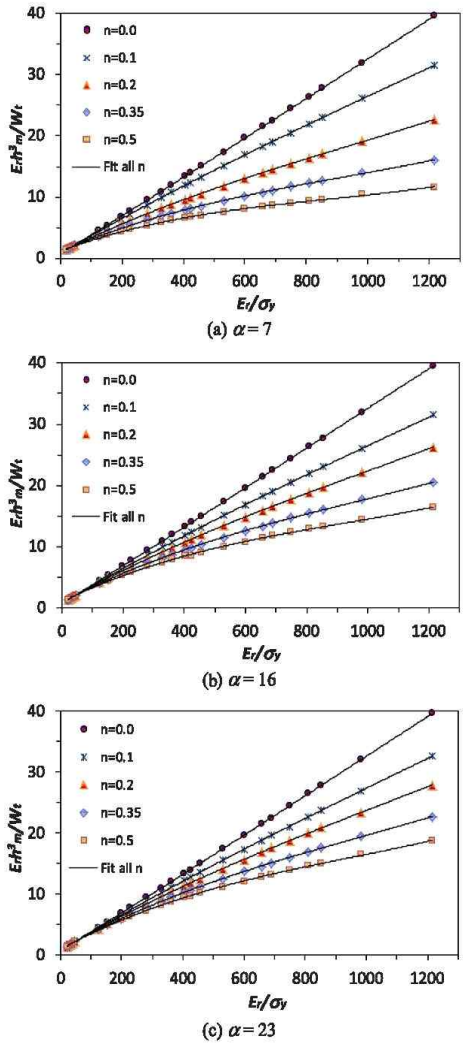


Fig. 6. Relationship between $E_r h_m^2/W_t$ and E_r/σ_y obtained from FE analysis results.

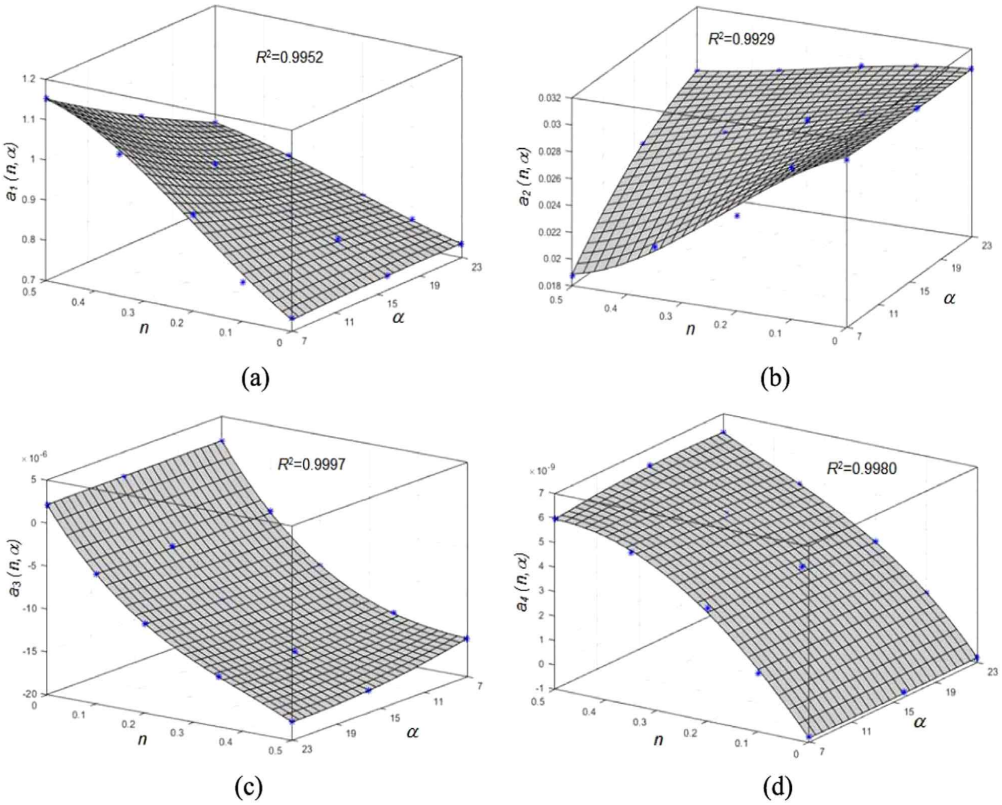


Fig. 7. Fitting surfaces of $a_i(n, \alpha)$: (a) $a_1(n, \alpha)$, (b) $a_2(n, \alpha)$, (c) $a_3(n, \alpha)$, and (d) $a_4(n, \alpha)$.

Table 3
Fitting parameters a_{ijk}.

(j, k)	a_{ijk}			
	$i = 1$	$i = 2$	$i = 3$	$i = 4$
(0, 0)	7.163E −01	3.105E −02	2.111E −06	−7.647E −10
(1, 0)	6.093E- 01	−1.177E −02	−8.512E −05	2.391E −08
(2, 0)	5.543E +00	−1.941E −01	1.382E −04	−5.866E −09
(3, 0)	−8.983E +00	2.856E −01	−5.668E −05	−3.466E −08
(0, 1)	2.051E −03	−6.359E −05	1.726E −08	−1.405E −11
(1, 1)	3.981E −02	−7.835E −04	−3.457E −07	3.900E −10
(2, 1)	−7.625E −01	2.265E −02	4.110E −08	−2.713E −09
(3, 1)	1.189E +00	−3.317E −02	−2.297E −06	4.767E −09
(0, 2)	−5.510E −05	1.693E −06	−6.644E −10	5.457E −13
(1, 2)	−2.364E −03	5.202E −05	1.734E −08	−1.311E −11
(2, 2)	2.376E −02	−6.569E −04	1.973E −08	5.379E −11
(3, 2)	−3.631E −02	9.490E −04	−2.738E −08	−8.083E −11
R^2	0.9952	0.9929	0.9997	0.9980

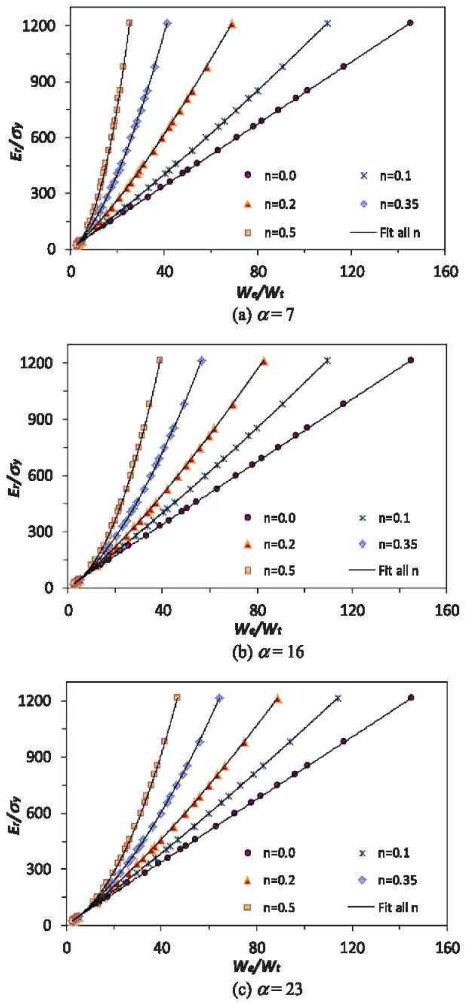


Fig. 8. Relationship between E_r/σ_y and W_t/W_e obtained from FE analysis results.

where the unloading force P_u is demonstrated to be well fitted by a power-law function as $P_u = B(h - h_r)^m$. In Eq. (5), h_m, h_r, and B and m are the maximum penetration depth, the residual impression depth, and the fitting parameters. For a spherical indenter, A_c is computed by $A_c = \pi(2Rh_c - h_c^2)$, where R is the radius of spherical indenter and h_c is the contact depth, which is determined as $h_c = (h_m + h_r)/2$ [6].

In regard to the determination of the plastic properties of materials, dimensional analysis has been commonly used to analyze and establish the relationship between plastic parameters and the spherical indentation response. In this work, the dimensional analysis is also used to correlate the spherical indentation response and the properties of structural steel, of which the true stress-strain curve can be approximated by Eq. (2).

For the spherical indentation of structural steel, the indentation force P during loading can be described as [13]:

$$P = P(E, \nu, E_i, \nu_i, \sigma_y, n, \alpha, h, R) \tag{6}$$

or in the following form when reduced modulus E_r is used:

$$P = P(E_r, \sigma_y, n, \alpha, h, R) \tag{7}$$

Note that friction coefficient k, which is also included in Eq. (6), is a constant during indentation and can be ignored in dimensional analysis.

Applying the Π theorem in dimensional analysis [29], Eq. (7) can be expressed as:

$$P = \sigma_y h^2 \Pi_1^0\left(\frac{E_r}{\sigma_y}, n, \alpha, \frac{h}{R}\right) \tag{8}$$

The total indentation work occurred during loading is determined from the area integration of the load curve from 0 to the maximum depth h_m (Fig. 2b), as follows:

$$W_t = \int_0^{h_m} P dh \tag{9}$$

From Eqs. (8) and (9), for a given indentation depth h_m and an indenter radius R, the total indentation work can be expressed as the following equation:

$$W_t = \sigma_y h_m^3 \Pi_1^0\left(\frac{E_r}{\sigma_y}, n, \alpha\right) \tag{10}$$

Since σ_y and E_r have the same dimensional unit, Eq. (10) then can be written in the alternative form as

$$\frac{E_r h_m^3}{W_t} = \Pi_1\left(\frac{E_r}{\sigma_y}, n, \alpha\right) \tag{11}$$

Similar to the loading curve, the unloading part can also be expressed as a function of the indented material and indenter properties, as follows:

$$P_u = P_u(E, \nu, E_i, \nu_i, \sigma_y, n, \alpha, h, h_m, R) \tag{12}$$

and in a dimensionless form as

$$P_u = \sigma_y h^2 \Pi_2^0\left(\frac{E_r}{\sigma_y}, n, \alpha, \frac{h_m}{R}, \frac{h}{h_m}\right) \tag{13}$$

Note that $P_u = 0$ when $h = h_r$, leading to

$$\frac{h_r}{h_m} = \Pi_2^1\left(\frac{E_r}{\sigma_y}, n, \alpha, \frac{h_m}{R},\right) \tag{14}$$

Combining Eqs. (13) and (14) leads to the elastic indentation work as

$$W_e = \int_{h_r}^{h_m} P_u dh = \sigma_y h_m^3 \Pi_2^2\left(\frac{E_r}{\sigma_y}, n, \alpha, \frac{h_m}{R}\right) \tag{15}$$

For a given indentation depth h_m and an indenter radius R, the elastic indentation work can be expressed as the following form:

$$W_e = \sigma_y h_m^3 \Pi_2^2\left(\frac{E_r}{\sigma_y}, n, \alpha\right) \tag{16}$$

Combining Eqs. (10) and (16) leads to

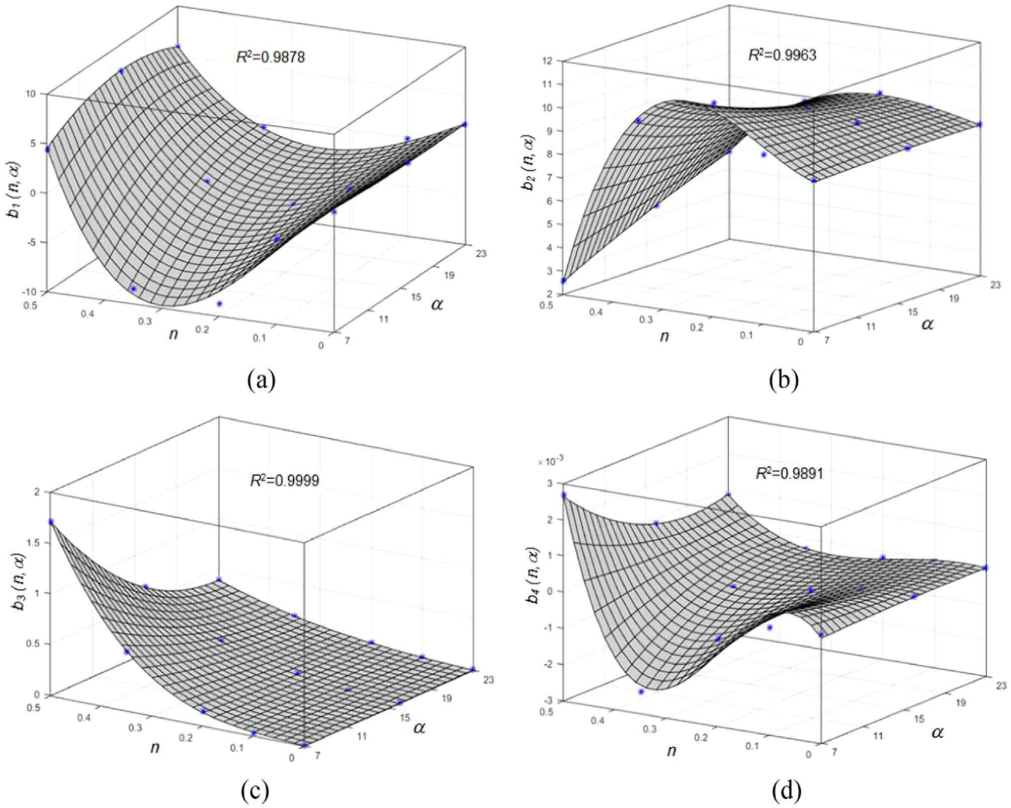


Fig. 9. Fitting surfaces of $b_i(n, \alpha)$: (a) $b_1(n, \alpha)$, (b) $b_2(n, \alpha)$, (c) $b_3(n, \alpha)$, and (d) $b_4(n, \alpha)$.

Table 4
Fitting parameters b_{ijk}.

(j, k)	b_{ijk}			
	$i = 1$	$i = 2$	$i = 3$	$i = 4$
(0, 0)	3.055E +00	8.202E +00	−4.683E −03	−2.413E −04
(1, 0)	−3.993E +01	4.494E +00	5.277E −01	4.128E −02
(2, 0)	−3.229E +02	1.576E +02	−4.511E +00	−3.717E −01
(3, 0)	7.700E +02	−3.926E +02	3.199E +01	6.236E −01
(0, 1)	−1.060E −01	3.469E −02	3.267E −05	2.521E −05
(1, 1)	−4.249E −01	5.681E −01	−2.021E −02	−3.946E −03
(2, 1)	3.248E +01	−1.597E +01	4.226E −01	3.418E −02
(3, 1)	−5.378E +01	3.155E +01	−2.672E +00	−5.665E −02
(0, 2)	3.015E −03	−1.017E −03	4.542E −06	−6.536E −07
(1, 2)	3.834E −02	−2.332E −02	2.519E −04	9.682E −05
(2, 2)	−7.688E −01	3.923E −01	−9.024E −03	−8.288E −04
(3, 2)	1.096E +00	−7.022E −01	5.851E −02	1.375E −03
R^2	0.9878	0.9963	0.9999	0.9891

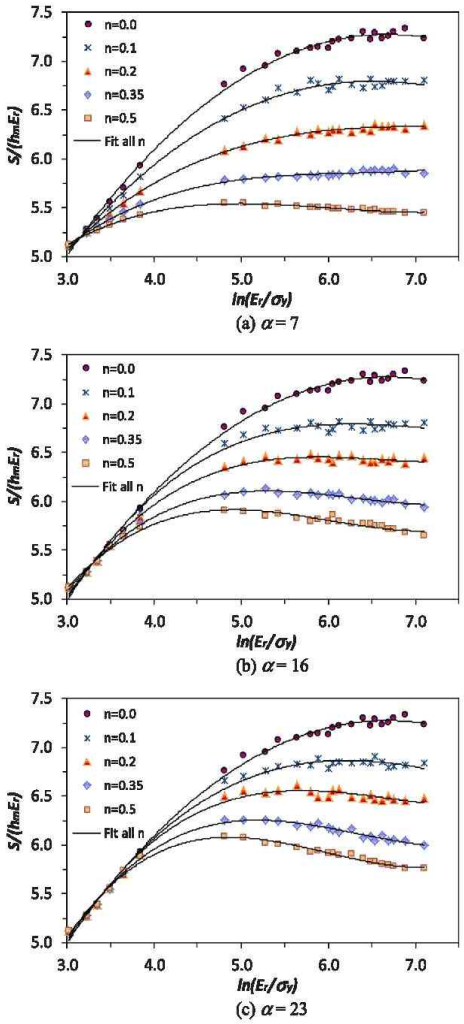


Fig. 10. Relationship between $S/E_r h_m$ and E_r/σ_y obtained from FE analysis results.

$$\frac{W_t}{W_e} = \Pi_2^3\left(\frac{E_r}{\sigma_y}, n, \alpha\right) \tag{17}$$

Alternatively, Eq. (17) can be written as

$$\frac{E_r}{\sigma_y} = \Pi_2\left(\frac{W_t}{W_e}, n, \alpha\right) \tag{18}$$

Eq. (13) can also be put in another dimensionless form, as follows:

$$P_u = E_r h^2 \Pi_3^0\left(\frac{E_r}{\sigma_y}, n, \alpha, \frac{h_m}{R}, \frac{h}{h_m}\right) \tag{19}$$

Eq. (19) leads to the slope of unloading curve as:

$$\frac{dP_u}{dh} = E_r h \Pi_3^0\left(\frac{E_r}{\sigma_y}, n, \alpha, \frac{h_m}{R}, \frac{h}{h_m}\right) \tag{20}$$

The contact stiffness then can be obtained by evaluating Eq. (20) at $h = h_m$:

$$S = \left.\frac{dP_u}{dh}\right|_{h=h_m} = E_r h_m \Pi_3^1\left(\frac{E}{\sigma_y}, n, \alpha, \frac{h_m}{R}\right) \tag{21}$$

For a given h_m and R, the contact stiffness can be expressed as the following form:

$$S = \left.\frac{dP_u}{dh}\right|_{h=h_m} = E_r h_m \Pi_3^1\left(\frac{E}{\sigma_y}, n, \alpha\right) \tag{22}$$

or

$$\frac{S}{E_r h_m} = \Pi_3\left(\frac{E_r}{\sigma_y}, n, \alpha\right) \tag{23}$$

The three dimensionless functions Π_1, Π_2, and Π_3 can be formulated using the results of FE analyses. These three dimensionless functions allow the extraction of the yield strength σ_y, the strain hardening exponent n, and α, once the elastic modulus E, which can be obtained using Eqs. (3) and (4), is known.

2.2. Finite element simulations

To correlate the properties of structural steel to load-penetration depth curves of indentation, spherical indentation process was simulated and analyzed using the commercial nonlinear finite element (FE) analysis program ABAQUS [30]. Taking the symmetry into account, the spherical indentation procedure was simulated by an axisymmetric two-dimensional finite element model. The specimen was considered as a large cylinder with the radius and the height equal or fifty times larger than the contact radius at maximum penetration depth. These dimensions were found to be large enough to approximate a semi-infinite half-space for indentation [18]. The elements were modeled to be finest near the contact region and to be gradually coarser further from the contact region to save the computational time but still ensure the accuracy of the numerical analysis, leading to a mesh of 10,000 four-node bilinear axisymmetric quadrilateral elements. The mesh was also designed to ensure that no less than 16 elements came into contact at the maximum load in each FE analysis. The rigid movable analytical surface was used to model the indenter and Coulomb's friction behavior was used between the contact surfaces. The friction coefficient k was chosen as 0.15 since typical friction coefficient between well-polished metallic surfaces and diamond lied within 0.1 and 0.15 [18], and this value was also used in most literature in the area of indentation simulation. The indentation was modeled as displacement controlled by allowing the rigid indenter moved along the axis of rotation y and penetrated the specimen up to the maximum depth. The nodes on the axis of rotation y could be moved only along the axis itself, while the bottom of the specimen was fixed. The maximum depth was fixed at 0.3 times of indenter radius R for all analyses in this study. Fig. 3 shows the mesh design and a typical Von Mises stress contour at the maximum load of the axisymmetric FE models. In order to formulate the three dimensionless functions Π_1, Π_2, and Π_3, FE analyses were conducted for 325 combinations of different properties as listed in Table 1. Poisson's ratio of 0.3 for steel was taken for all FE analyses. Note that the elastic modulus is obtained from the spherical indentation by using the

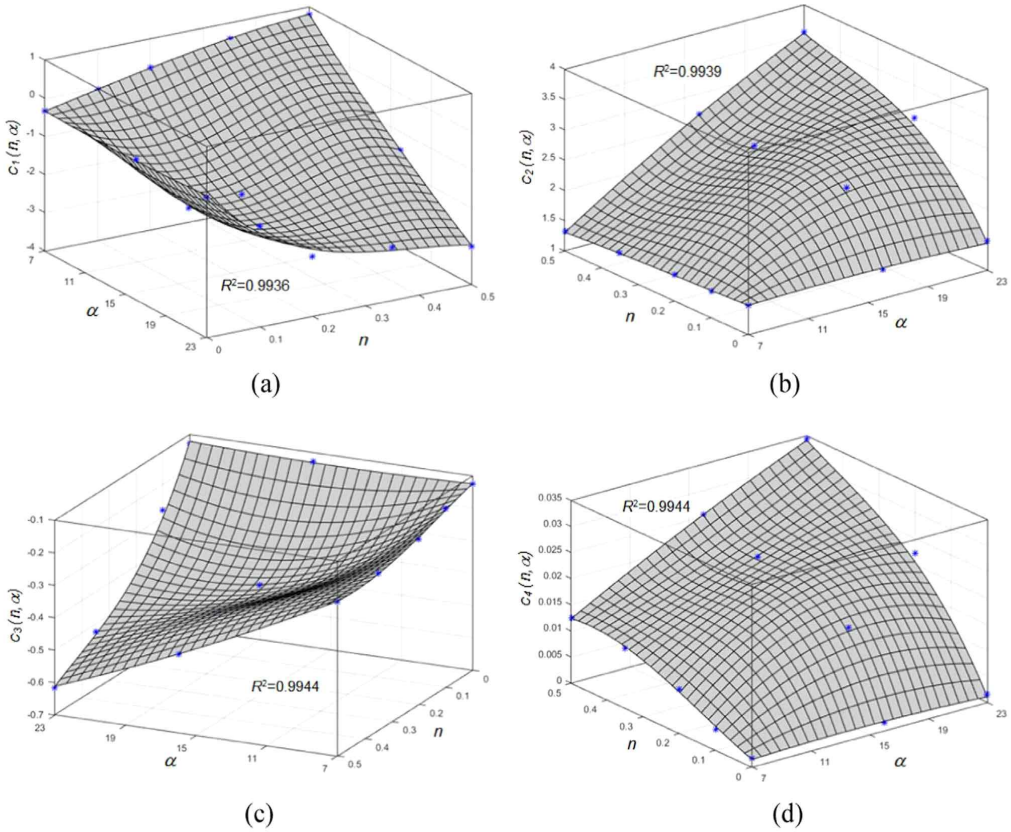


Fig. 11. Fitting surfaces of $c_i(n, \alpha)$: (a) $c_1(n, \alpha)$, (b) $c_2(n, \alpha)$, (c) $c_3(n, \alpha)$, and (d) $c_4(n, \alpha)$.

Table 5
Fitting parameters c_{ijk}.

(j, k)	c_{ijk}			
	$i = 0$	$i = 1$	$i = 2$	$i = 3$
(0, 0)	−1.880E −01	1.382E +00	−1.053E −01	1.428E −04
(1, 0)	4.600E +01	−2.722E +01	4.959E +00	−2.970E −01
(2, 0)	−1.820E +02	1.160E +02	−2.341E +01	1.517E +00
(3, 0)	2.046E +02	−1.335E +02	2.770E +01	−1.840E +00
(0, 1)	−2.835E −02	1.832E −02	−3.759E −03	2.412E −04
(1, 1)	−7.662E +00	4.799E +00	−9.387E −01	5.851E −02
(2, 1)	3.329E +01	−2.112E +01	4.225E +00	−2.693E −01
(3, 1)	−3.822E +01	2.438E +01	−4.916E +00	3.164E −01
(0, 2)	1.056E −03	−6.731E −04	1.357E −04	−8.612E −06
(1, 2)	2.161E −01	−1.371E −01	2.728E −02	−1.725E −03
(2, 2)	−1.034E +00	6.575E −01	−1.318E −01	8.401E −03
(3, 2)	1.216E +00	−7.734E −01	1.553E −01	−9.928E −03
R^2	0.9936	0.9939	0.9944	0.9944

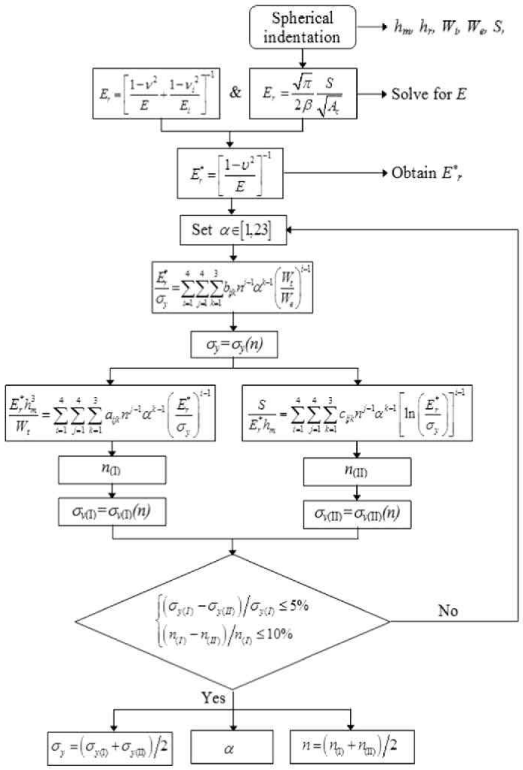


Fig. 12. Reverse algorithm for determining the plastic parameters.

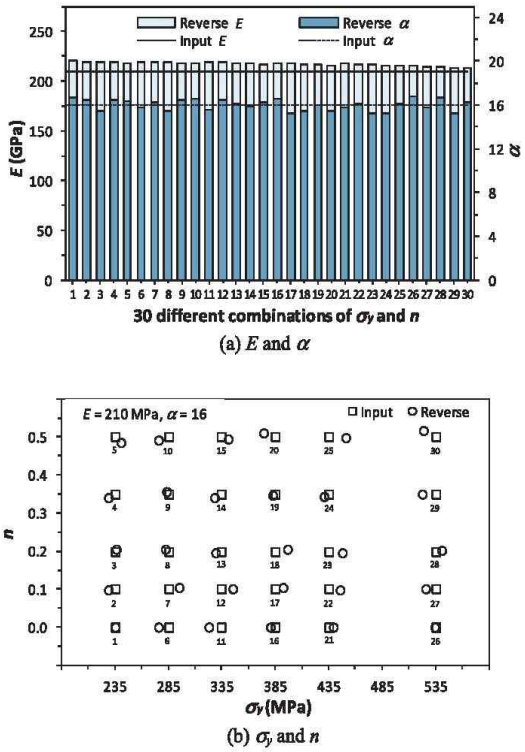


Fig. 13. Comparison between predicted material properties obtained from the reverse analysis and 30 combinations of input material properties (E = 210 GPa, α = 16, σ_y varied from 235 to 535 MPa, and n varied from 0 to 0.5) used in the numerical simulation: (a) E and α; and (b) σ_y and n.

method proposed by Oliver and Pharr [6,7], which is generally used for indentation with relatively low penetration depths and materials exhibiting the sink-in around the imprint (materials with low stiffness) during the indentation. The method therefore may not be accurate for indentation with large penetration depths such as 0.3 R and materials showing the pile-up around the imprint (materials with high stiffness) in this study. Six additional FE analyses of spherical indentation at a low penetration depth (h_m/R = 0.03) were also conducted on materials with a wide range of stiffness in order to demonstrate that Oliver and Pharr's method could be accurate in determination of elastic modulus of materials with not only low stiffness but also high stiffness from a spherical indentation with not only low penetration depths but also large penetration depths. Six combinations of different material properties with specific values of σ_y, n, and α, and various values of E from 10 to 260 GPa were used as the input data of the additional FE analyses of spherical indentation at low penetration depth of h_m/R = 0.03.

3. Finite element analysis results

3.1. Numerical spherical indentation responses

Fig. 4 presents a number of selected spherical indentation curves from numerical analyses, where the effect of the feature property of structural steel (α) on the indentation load-depth curves is shown. It is seen from this figure that α has a significant effect on the indentation response. For specific values of other material properties (E, σ_y, and n) the indentation load for the same maximum penetration depth

Table 6
Properties of each material obtained from tensile test.

Materials	Spe. No.	E (GPa)	σ_y (MPa)	n	α
SS400	S1	210.2	306.9	0.203	17.6
	S2	213.2	305.6	0.205	18.0
	S3	208.4	307.2	0.205	18.7
	Ave	*210.6*	*306.6*	*0.204*	*18.1*
SM490	S1	212.3	353.7	0.267	13.5
	S2	212.1	354.3	0.262	13.4
	S3	210.8	352.6	0.268	13.4
	Ave	*211.7*	*353.5*	*0.266*	*13.4*
SM520	S1	214.4	423.6	0.203	5.9
	S2	212.2	421.7	0.193	6.4
	S3	211.7	425.6	0.207	6.3
	Ave	*212.8*	*423.6*	*0.201*	*6.2*

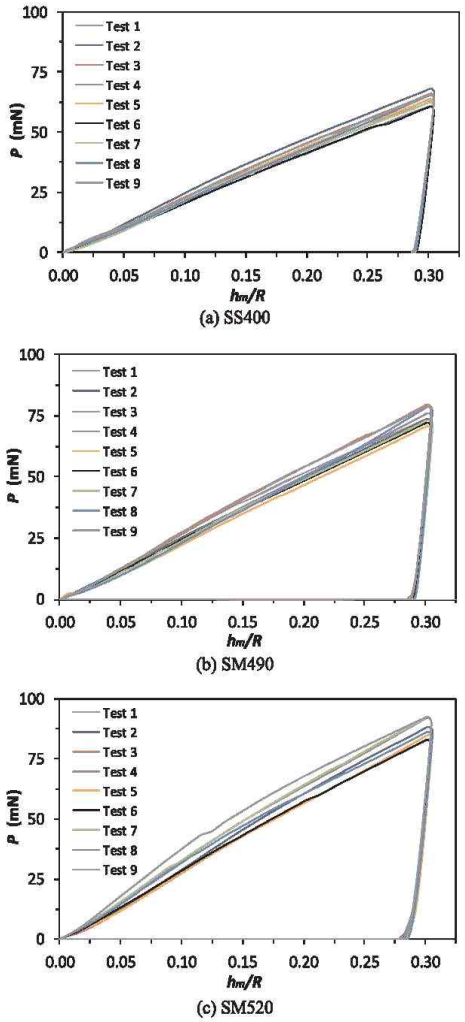


Fig. 14. Load-penetration depth (P-h) curves of spherical indentations.

decreases with increasing α value.

Fig. 5 shows the spherical indentation P-h curves from the additional FE analyses at low penetration depth (Fig. 5a) and the indentation curves from FE analyses at large penetration depth that have the same input material properties with the additional ones (Fig. 5b). From each of these curves, the indentation characteristics (S and A_c) were obtained and the corresponding elastic modulus was then calculated by using Oliver and Pharr's method as Eqs. (3) and (4).

The determined elastic modulus values from FE analyses of spherical indentation at both low and large penetration depths are presented in Table 2, together with their errors when compared to the corresponding modulus values input in FE analyses. As is seen from this table, Oliver and Pharr's method is accurate in determination of elastic modulus of materials with both low and high stiffness values from a spherical indentation with not only a low penetration depth (with small relative errors of −4.36% to −1.49%) but also a large penetration depth (with the relative errors of 4.13–5.74%). In regard to 325 FE analyses, the indentation characteristics including W_t, W_e, h_m, S, and E_r were determined from each indentation P-h curve and used to construct three dimensionless functions Π_1, Π_2, and Π_3.

3.2. Dimensionless functions

The relationship between $E_r h_m^3/W_t$ and E_r/σ_y obtained from 325 FE analysis results are presented in Fig. 6. It is seen from this figure that for all n and α, third order polynomial functions can well describe these relationships with the errors of less than 0.03% (R-squared values between 0.9997 and 1). The dimensionless function Π_1, which displays the relationship between $E_r h_m^3/W_t$ and E_r/σ_y, then can be written as follows:

$$\frac{E_r h_m^3}{W_t} = \sum_{i=1}^{4} a_i(n, \alpha)\left(\frac{E_r}{\sigma_y}\right)^{i-1} \tag{24}$$

where $a_i(n, \alpha)$ are the fitting parameters depending on n and α.

The fitting parameters $a_i(n, \alpha)$ were found to be fitted to two dimensional third order polynomial equations of n and α with the R-squared values between 0.9929 and 0.9997, as follows:

$$a_i(n, \alpha) = \sum_{j=1}^{4}\sum_{k=1}^{3} a_{ijk} n^{j-1}\alpha^{k-1} \tag{25}$$

Fig. 7 shows the fitting surfaces of $a_i(n, \alpha)$, while the fitting parameters of these surfaces a_{ijk} are listed in Table 3. From Eqs. (24) and (25), the dimensionless function Π_1 can be written in a polynomial equation as:

$$\frac{E_r h_m^3}{W_t} = \sum_{i=1}^{4}\sum_{j=1}^{4}\sum_{k=1}^{3} a_{ijk} n^{j-1}\alpha^{k-1}\left(\frac{E_r}{\sigma_y}\right)^{i-1} \tag{26}$$

Fig. 8 presents the relationship between E_r/σ_y and W_t/W_e from 325 FE analysis results. It is seen from this figure that for all n and α, third order polynomial functions can well describe these relationships with the errors of less than 0.01% (R-squared values between 0.9999 and 1). The dimensionless function Π_2, which shows the relationship between E_r/σ_y and W_t/W_e, then can be written as follows:

$$\frac{E_r}{\sigma_y} = \sum_{i=1}^{4} b_i(n, \alpha)\left(\frac{W_t}{W_e}\right)^{i-1} \tag{27}$$

where $b_i(n, \alpha)$ are the fitting parameters depending on n and α.

The fitting parameters $b_i(n, \alpha)$ were found to be fitted to two dimensional third order polynomial equations of n and α with the R-squared values between 0.9878 and 0.9999, as follows:

$$b_i(n, \alpha) = \sum_{j=1}^{4}\sum_{k=1}^{3} b_{ijk} n^{j-1}\alpha^{k-1} \tag{28}$$

Fig. 9 shows the fitting surfaces of $b_i(n, \alpha)$, while the fitting parameters of these surfaces b_{ijk} are listed in Table 4. From Eqs. (27) and (28), the dimensionless function Π_2 can be expressed in a polynomial equation as:

Table 7
Indentation parameters and elastic properties extracted from indentation.

	Spherical indentation parameters				Oliver and Pharr [6,7]			
	h_m (mm)	W_t (N mm)	W_e (N mm)	S (N/mm)	E_r (GPa)	E (GPa)	% err E	E^*_r (GPa)
(a) SS400 steel								
Test 1	0.001522	4.412E−05	7.529E−07	1341.1	188.8	205.7	−2.3%[a]	226.0[b]
Test 2	0.001524	4.793E−05	8.916E−07	1352.5	190.5	207.9	−1.3%	228.4
Test 3	0.001518	4.781E−05	9.098E−07	1326.9	187.1	203.5	−3.4%	223.6
Test 4	0.001520	4.108E−05	6.542E−07	1335.2	187.9	204.5	−2.9%	224.7
Test 5	0.001523	4.346E−05	7.594E−07	1298.2	182.6	197.6	−6.2%	217.2
Test 6	0.001522	3.989E−05	6.221E−07	1330.1	187.0	203.3	−3.5%	223.4
Test 7	0.001521	4.165E−05	7.061E−07	1287.9	181.2	195.8	−7.0%	215.2
Test 8	0.001524	4.508E−05	8.392E−07	1273.1	179.2	193.3	−8.2%	212.4
Test 9	0.001523	4.572E−05	8.576E−07	1284.0	180.7	195.2	−7.3%	214.6
Ave.						**200.8**	**−4.7%**	
STDEV						11.0		
COV[c]						5.2%		
(b) SM490 steel								
Test 1	0.001524	5.574E−05	1.347E−06	1234.6	180.1	194.4	−8.2%	213.6
Test 2	0.001524	5.158E−05	1.170E−06	1223.2	178.3	192.1	−9.3%	211.1
Test 3	0.001524	6.545E−05	1.938E−06	1240.3	184.3	199.8	−5.6%	219.6
Test 4	0.001524	6.114E−05	1.665E−06	1236.8	181.7	196.5	−7.2%	215.9
Test 5	0.001524	5.050E−05	1.119E−06	1227.5	179.0	193.1	−8.8%	212.2
Test 6	0.001521	5.077E−05	1.110E−06	1250.3	181.2	195.8	−7.5%	215.2
Test 7	0.001523	5.133E−05	1.123E−06	1254.8	182.1	197.0	−6.9%	216.5
Test 8	0.001525	6.474E−05	1.920E−06	1217.8	180.7	195.2	−7.8%	214.6
Test 9	0.001527	6.530E−05	1.902E−06	1260.8	186.0	202.1	−4.5%	222.1
Ave.						**196.2**	**−7.3%**	
STDEV						15.8		
COV[c]						7.4%		
(c) SM520 steel								
Test 1	0.001534	6.988E−05	1.897E−06	1344.3	193.6	212.0	−0.4%	232.9
Test 2	0.001537	7.156E−05	2.041E−06	1322.1	189.3	206.3	−3.0%	226.8
Test 3	0.001522	6.121E−05	1.663E−06	1201.6	175.7	188.9	−11.2%	207.5
Test 4	0.001524	7.184E−05	2.024E−06	1357.5	195.5	214.5	0.8%	235.7
Test 5	0.001526	6.724E−05	1.912E−06	1267.8	183.7	199.1	−6.4%	218.8
Test 6	0.001522	6.438E−05	1.878E−06	1187.9	173.8	186.4	−12.4%	204.8
Test 7	0.001521	7.188E−05	2.107E−06	1328.0	191.8	209.7	−1.5%	230.4
Test 8	0.001527	7.073E−05	2.131E−06	1269.4	184.6	200.2	−5.9%	220.1
Test 9	0.001529	7.405E−05	2.246E−06	1315.4	189.5	206.5	−2.9%	227.0
Ave.						**202.6**	**−4.8%**	
STDEV						13.8		
COV[c]						6.5%		

[a] All errors were calculated as $(X_{IT} - X_{exp})/X_{exp}$, where X_{IT} is a variable.
[b] $E^*_r = [(1-\nu^2)/E]^{-1}$.
[c] COV: Coefficient of variation.

$$\frac{E_r}{\sigma_y} = \sum_{i=1}^{4}\sum_{j=1}^{4}\sum_{k=1}^{3} b_{ijk} n^{j-1}\alpha^{k-1}\left(\frac{W_t}{W_e}\right)^{i-1} \tag{29}$$

Similarly, Fig. 10 presents the relationship between $S/E_r h_m$ and E_r/σ_y from the 325 FE analysis results. It is seen from this figure that for all n and α, third order polynomial functions can also well describe these relationships with the errors of less than 1.5% (R-squared values between 0.9862 and 0.9972). The dimensionless function Π_3, which displays the relationship between $S/E_r h_m$ and E_r/σ_y, then can be written as follows:

$$\frac{S}{E_r h_m} = \sum_{i=1}^{4} c_i(n,\alpha)\left[\ln\left(\frac{E_r}{\sigma_y}\right)\right]^{i-1} \tag{30}$$

where $c_i(n, \alpha)$ are the fitting parameters depending on n and α.

The fitting parameters $c_i(n, \alpha)$ were found to be well fitted to two dimensional third order polynomial equations of n and α, as follows:

$$c_i(n,\alpha) = \sum_{j=1}^{4}\sum_{k=1}^{3} c_{ijk} n^{j-1}\alpha^{k-1} \tag{31}$$

Fig. 11 shows the fitting surfaces of $c_i(n, \alpha)$, while the fitting parameters of these surfaces c_{ijk} are listed in Table 5. From Eqs. (30) and (31), the dimensionless function Π_3 can be expressed in a polynomial equation as

$$\frac{S}{E_r h_m} = \sum_{i=1}^{4}\sum_{j=1}^{4}\sum_{k=1}^{3} c_{ijk} n^{j-1}\alpha^{k-1}\left[\ln\left(\frac{E_r}{\sigma_y}\right)\right]^{i-1} \tag{32}$$

Using Eqs. (26), (29), and (32), a simple reverse algorithm is suggested to extract the yield strength σ_y, strain hardening exponent n, and α from P-h curves of spherical indentation, as illustrated in Fig. 12. Note

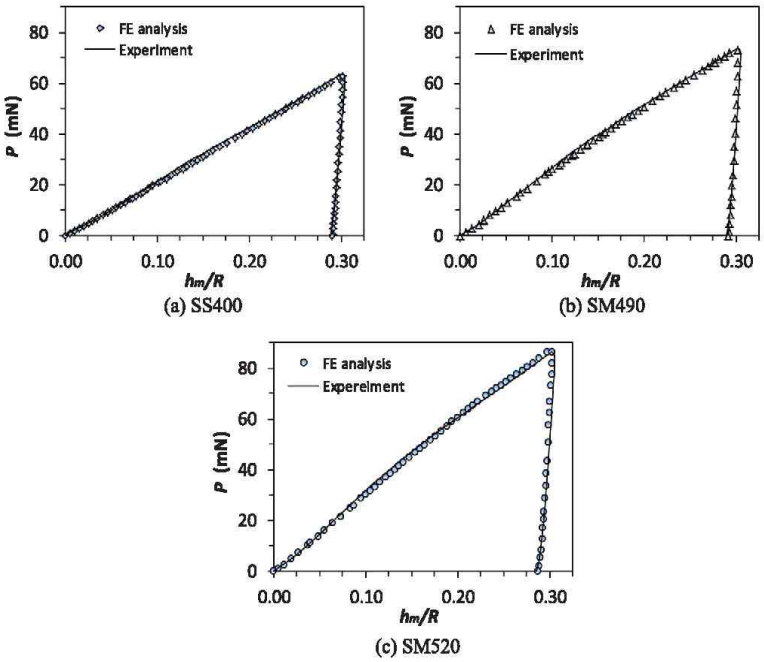


Fig. 15. Comparison of P-h curves between experiments and FE analyses.

Table 8
Comparison of indentation parameters between experiment and FE analysis.

Materials		h_m (mm)	h_r (mm)	h_c (mm)	A_c (mm^2)	S (N/mm)	W_t (N mm)	W_e (N mm)
SS400	Exp.	0.001523	0.001439	0.001481	3.96E−05	1298.2	4.346E−05	7.594E−07
	FE anal.	0.001500	0.001450	0.001475	3.95E−05	1333.1	4.117E−05	7.830E−07
	% err	*−1.5%*[a]	*0.8%*	*−0.4%*	*−0.3%*	*2.7%*	*−5.3%*	*3.1%*
SM490	Exp.	0.001524	0.001439	0.001482	3.97E−05	1234.6	5.574E−05	1.347E−06
	FE anal.	0.001500	0.001458	0.001479	3.96E−05	1352.1	5.351E−05	1.432E−06
	% err	*−1.6%*	*1.3%*	*−0.2%*	*−0.2%*	*9.5%*	*−4.0%*	*6.3%*
SM520	Exp.	0.001534	0.001409	0.001472	3.94E−05	1344.3	6.988E−05	2.371E−06
	FE anal.	0.001515	0.001440	0.001477	3.96E−05	1400.3	6.803E−05	2.512E−06
	% err	*−1.2%*	*2.2%*	*0.4%*	*0.3%*	*4.2%*	*−2.7%*	*5.9%*

[a] All errors were calculated as $(X_{FEanal} - X_{exp})/X_{exp}$, where $X_{FE\ anal}$ is a variable.

that for the reverse algorithm, the spherical indentation is performed with a maximum indentation depth of 0.3R and the indentation parameters (h_m,h_r,W_t, W_e, S, A_c) are used as input data. To reduce the complexity in solving the equations, the α value is first assumed and the yield strength σ_y is then computed with respect to the strain hardening exponent n using Eq. (29). The strain hardening exponent is then calculated from Eqs. (26) and (32) as $n_{(I)}$ and $n_{(II)}$, respectively, and the corresponding values $\sigma_{y\ (I)}$ and $\sigma_{y\ (II)}$ are obtained. The values of n and σ_y are then evaluated by checking the difference between $\sigma_{y\ (I)}$ and $\sigma_{y\ (II)}$ as well as between $n_{(I)}$ and $n_{(II)}$. The calculated iteration restarts with an assumption of α value until the difference between $\sigma_{y\ (I)}$ and $\sigma_{y\ (II)}$ and between $n_{(I)}$ and $n_{(II)}$ is less than 5% and 10%, respectively. The yield strength of material is then determined as the average values of $\sigma_{y\ (I)}$ and $\sigma_{y\ (II)}$, while the strain hardening exponent of the material is obtained by averaging the values of $n_{(I)}$ and $n_{(II)}$. It should be noted that the criteria 5% for yield strength and 10% for strain hardening exponent come from the experimental results that with a priori known α value of a material, the obtained $\sigma_{y\ (I)}$ and $\sigma_{y\ (II)}$ as well as $n_{(I)}$ and $n_{(II)}$ are different, and the difference is within 5% and 10%, respectively, as detailed in the next section.

4. Verification

4.1. Numerical verification of the reverse algorithm

The proposed reverse algorithm is first numerical validated by using

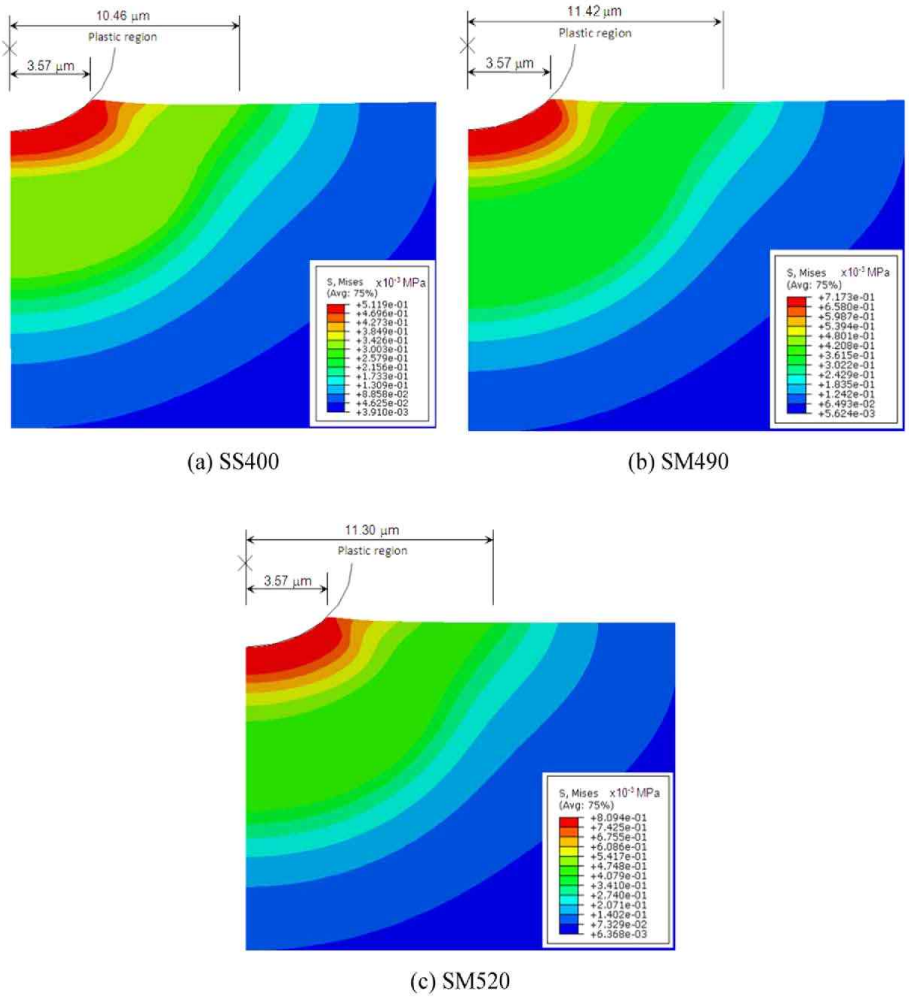
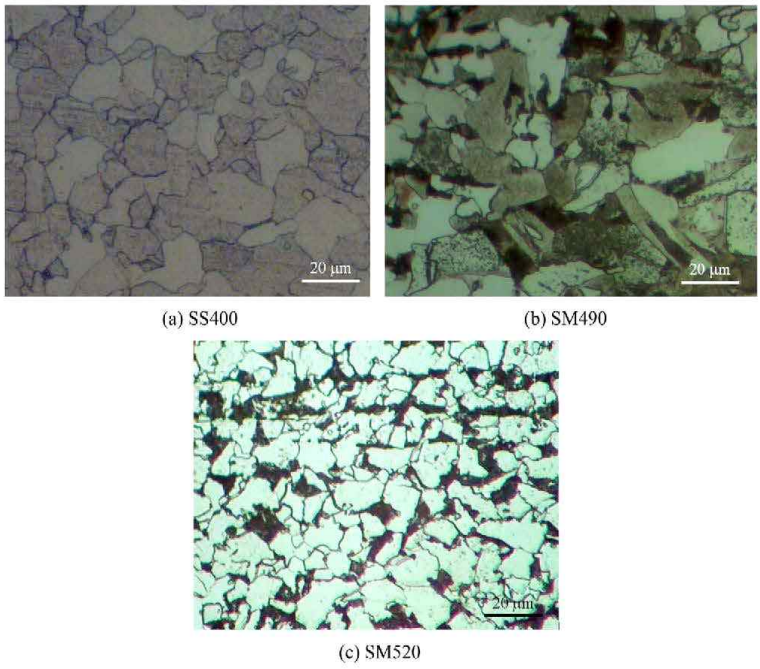


Fig. 16. Stress contour beneath spherical indentation of (a) SS400, (b) SM490, and (c) SM520.

the indentation responses from the FE analyses. The characteristics of indentation load- depth curves (h_m, h_r, W_t, W_e, and S) obtained from 30 selected FE analyses with different combinations of material properties, where $E = 210$ GPa, $\alpha = 16$, σ_y varied from 235 to 535 MPa, and n varied from 0 to 0.5, are used as the input data of the reverse algorithm. Elastic modulus E was first calculated from the corresponding indentation parameters (h_m, h_r, and S), the other material properties (σ_y, n, and α) were then determined by changing α value in the range from 1 to 23 with the increment of $\Delta\alpha = 0.2$ until the difference between $\sigma_{y\,(I)}$ and $\sigma_{y\,(II)}$ and between $n_{(I)}$ and $n_{(II)}$ is less than 5% and 10%, respectively. Fig. 13 shows a comparison between the predicted material properties obtained from the reverse analysis and 30 combinations of input material properties in the numerical simulation. It can be seen from this figure that all calculated combinations well match the input combinations, with all errors of each material property less than 5%. It should be noted that the errors may be reduced by using smaller increment of α during the reverse analyses and the overestimation of all calculated E values (Fig. 13a) could be resulted from the calculation of the projected contact area using equation $A_c = \pi(2Rh_c - h_c^2)$ in the case of material with high elastic modulus, which exhibits the pile-up during indentation. However, such a small overestimation of less than 5% would be acceptable for the reverse algorithm.

4.2. Experimental verification of the FE model and reverse algorithm

In order to verify the accuracy of the developed FE model and experimentally validate the proposed algorithm, the tensile tests, spherical indentations, and FE analyses of three types of structural steel



(a) SS400 (b) SM490

(c) SM520

Fig. 17. Optical images showing the microstructure of (a) SS400, (b) SM490, and (c) SM520.

SS400, SM490, and SM520 were carried out. For tensile loading tests, the specimens were made, and the tests were carried out according to ASTM standards [22]. The test results of SS400, SM490, and SM520 steels are presented in Table 6. The samples for spherical indentation were prepared according to ASTM E3-01 standard [31]. The procedure for preparation of the specimen according to the standards consists of several steps including mounting the specimen in epoxy, polishing specimen surface by several types of silicon carbide papers 12 h, poly diamond particles for 7 h, and colloidal silica for 3 h with the last fineness in the range of 40 nm in order to make the specimen surface to be a flat and smooth. Such a flat and smooth surface is an important criterion for nanoindentation tests to reduce the error during the tests. The tests were then performed according to ISO 14577 and ASTM E2546-07 standards [32,33] using a Nano Hardness Tester made by the Swiss Center for Electronics and Microtechnology. The spherical indenter is made of industrial diamond, which has an elastic modulus and Poisson's ratio of 1141 GPa and 0.07, respectively. The maximum indentation depth of $0.3R$ was applied to all indentation tests of SS400, SM490, and SM520, where $R = 5$ μm is the radius of spherical indenter. Note that the properties and dimension of the indenter tip were provided by the manufacturer. Fig. 14 presents the P-h curves of nine experimental spherical indentations of SS400, SM490, SM520 steels.

From the experimental indentation curves, the total indentation work W_t and elastic work W_e was determined. The contact stiffness S was determined by first fitting 67% of the highest part of the unloading curve to a power law function $P_u = B(h - h_r)^m$ and then using Eq. (5). The reduced modulus E_r was calculated using Eq. (3) and then the elastic modulus E was determined using Eqs. (3) and (4). Table 7 presents the indentation parameters and the elastic properties of all materials from all indentation tests, together with the corresponding relative errors when compared to the tensile test results. As can be seen in this table, the elastic modulus obtained from each indentation test is in good agreement with that from the tensile tests with the relative error within 10% for all steels except the results from test 3 and 6 in the case of SM520 steel. However, the elastic modulus value of each material averaged from nine indentation tests agrees well with that observed from tensile tests with a quite small relative error of −4.7%, −7.3%, and −4.8% in case of SS400, SM490, and SM520 steel, respectively.

Prior to the validation of the proposed algorithm, the accuracy of the developed FE model and the compliance of the indentation bench were verified by comparing the load-penetration depth curves and indentation characteristics obtained from FE analyses with those obtained from experiments of spherical indentation. The properties of SS400, SM490, and SM520 steels observed from tensile tests were used as the input data of the FE analyses. Fig. 15 shows the comparison between load-penetration depth (P-h) curves from FE analysis and selected experiment of spherical indentation of SS400, SM490, and SM520 steels. It can be seen from this figure that the simulated curves are in a very good agreement with the selected experimental curves for all three types of steel. The characteristics (h_m, h_r, h_c, A_c, S, W_t, and W_e) of the selected experimental and simulated indentation P-h curves were calculated and compared. Table 8 presents the calculated characteristics from both selected experimental and simulated indentation curves as well as the comparison between them. It is seen from this table that the indentation parameters obtained from simulated indentation curve are

Table 9
σ_y and n of materials extracted from spherical indentation using proposed reverse algorithm.

	(I) Using Eqs. (26) and (29)				(II) Using Eqs. (29) and (32)				Diff. between (I) and (II)	
	σ_y (MPa)	% err σ_y	n	% err n	σ_y (MPa)	% err σ_y	n	% err n	σ_y	n
(a) SS400 steel										
Test 1	304.4	−0.7%[a]	0.194	−4.8%	294.5	−4.0%	0.209	2.2%	−3.2%[b]	7.3%
Test 2	323.4	5.5%	0.218	6.8%	322.7	5.3%	0.219	7.2%	−0.2%	0.4%
Test 3	335.6	9.4%	0.204	0.2%	334.7	9.2%	0.206	0.8%	−0.2%	0.5%
Test 4	284.4	−7.3%	0.185	−9.2%	274.4	−10.5%	0.201	−1.7%	−3.5%	8.3%
Test 5	301.0	−1.8%	0.194	−4.9%	300.7	−1.9%	0.194	−4.7%	−0.1%	0.2%
Test 6	266.4	−13.1%	0.200	−1.9%	267.4	−12.8%	0.199	−2.6%	0.3%	−0.7%
Test 7	287.4	−6.3%	0.195	−4.6%	291.8	−4.8%	0.188	−8.0%	1.5%	−3.5%
Test 8	314.5	2.6%	0.199	−2.7%	319.7	4.3%	0.191	−6.4%	1.6%	−3.8%
Test 9	318.9	4.0%	0.201	−1.5%	324.6	5.9%	0.193	−5.5%	1.8%	−4.1%
Ave.	**304.0**	**−0.9%**	**0.199**	**−2.5%**	**303.4**	−1.0%	**0.200**	**−2.1%**		
STDEV	20.7		0.010		22.4		0.010			
COV[c]	6.7%		4.9%		7.3%		5.0%			
(b) SM490 steel										
Test 1	359.5	1.7%	0.246	−7.6%	356.6	0.9%	0.249	−6.6%	−0.8%	1.1%
Test 2	322.5	−8.8%	0.251	−5.5%	333.1	−5.8%	0.241	−9.4%	3.3%	−4.2%
Test 3	405.7	14.8%	0.301	13.2%	399.3	13.0%	0.306	15.0%	−1.6%	1.6%
Test 4	386.4	9.3%	0.276	3.6%	392.2	10.9%	0.271	1.8%	1.5%	−1.8%
Test 5	310.4	−12.2%	0.256	−3.9%	322.1	−8.9%	0.244	−8.2%	3.8%	−4.6%
Test 6	319.1	−9.7%	0.246	−7.5%	334.3	−5.4%	0.231	−13.2%	4.7%	−6.2%
Test 7	321.7	−9.0%	0.246	−7.6%	328.5	−7.1%	0.239	−10.1%	2.1%	−2.8%
Test 8	406.3	14.9%	0.294	10.5%	403.4	14.1%	0.296	11.4%	−0.7%	0.8%
Test 9	396.6	12.2%	0.305	14.5%	405.0	14.6%	0.298	12.0%	2.1%	−2.1%
Ave.	**358.7**	**1.5%**	**0.269**	1.1%	**363.8**	**2.9%**	**0.264**	**−0.8%**		
STDEV	38.7		0.024		35.2		0.028			
COV[c]	11.0%		8.9%		9.9%		10.4%			
(c) SM520 steel										
Test 1	430.5	1.6%	0.212	5.7%	414.6	−2.1%	0.223	10.7%	−3.7%	4.8%
Test 2	443.1	4.6%	0.213	5.9%	450.9	6.4%	0.208	3.4%	1.8%	−2.4%
Test 3	397.1	−6.3%	0.203	0.8%	396.1	−6.5%	0.203	1.2%	−0.3%	0.4%
Test 4	462.1	9.1%	0.208	3.4%	452.7	6.9%	0.214	6.3%	−2.0%	2.8%
Test 5	422.2	−0.3%	0.215	7.2%	436.4	3.0%	0.206	2.4%	3.4%	−4.4%
Test 6	423.8	0.1%	0.204	1.3%	429.6	1.4%	0.199	−0.8%	1.4%	−2.1%
Test 7	456.6	7.8%	0.218	8.4%	471.5	11.3%	0.209	3.8%	3.3%	−4.2%
Test 8	438.7	3.6%	0.225	12.0%	458.1	8.1%	0.213	6.0%	4.4%	−5.3%
Test 9	464.9	9.7%	0.220	9.4%	485.5	14.6%	0.207	3.2%	4.4%	−5.7%
Ave.	**437.7**	**3.3%**	**0.213**	**6.0%**	**443.9**	**4.8%**	**0.209**	**4.0%**		
STDEV	25.0		0.014		33.2		0.010			
COV[c]	5.9%		7.0%		7.8%		5.1%			

[a] All errors were calculated as $(X_{IT} - X_{exp})/X_{exp}$, where X_{IT} is a variable.
[b] The diff. between (I) and (II) were calculated as $(X_{(I)} - X_{(II)})/X_{(I)}$, where X is a variable.
[c] COV: Coefficient of variation.

in good agreement with those obtained from experimental curve for three types of steel with most relative errors less than 5%. The good comparisons of indentation curves as well as characteristics of indentation curves between FE analysis and experiment indicate that the developed FE model is accurate to simulate the spherical indentation.

It is noted that the spherical indentation with a tip of 5 μm radius "feels" a fully plastic volume with surface diameter of about 2.92–3.20 times the contact diameter, which is about 7.14 μm when the penetration depth is of 0.3 times spherical tip radius, as indicated from the FE analysis results (Fig. 16). It means that, with a fully plastic volume that has a surface diameter of about 20.85–22.85 μm, a composite behavior is usually measured from a spherical indentation instead of a microstructure grain of SS400, SM490, and SM520, which is about 5 μm to less than 20 μm as can be seen in Fig. 17. To avoid the measurement of the properties of a singer microstructure grain in the case that the indentation "falls" on the largest grains of the steels, a larger than nine number of tests were performed on each steel and nine tests, of which the responses exactly reflect the properties of SS400, SM490, and SM520, were chosen to investigate, as shown in Fig. 14. To validate the proposed algorithm, the characteristics (h_m, S, W_t, and W_e) of spherical indentation curve from nine experiments of SS400, SM490, and SM520 steels were used as the input data for the algorithm to extract the plastic parameters (α, σ_y, and n) of these steels. The extracted properties were verified by comparing with the results from the tensile tests of three structural steels. Since the α values of SS400, SM490, and SM520 steel can be observed from the tensile test results, they are used to directly determine $\sigma_{y\,(I)}$ and $n_{(I)}$ by solving Eqs. (26) and (29) as well as $\sigma_{y\,(II)}$ and $n_{(II)}$ by solving Eqs. (29) and (32). The criteria for the proposed reverse algorithm, which allows estimating the material plastic parameters even when the α value is unknown, is then established based on the difference between the determined σ_y values as well as between the determined n values.

Table 9 presents the determined σ_y and n values from each indentation test of all materials, together with their error when compared

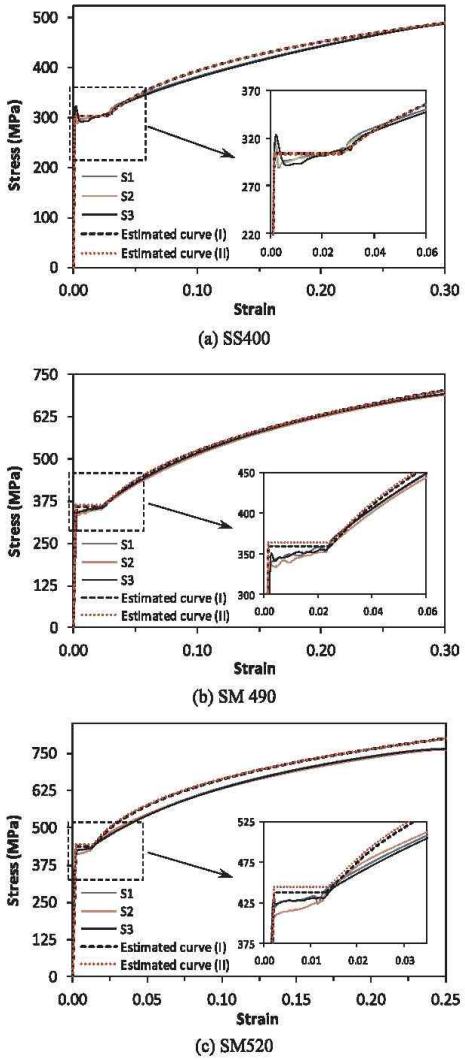


Fig. 18. Estimated stress-strain curves compared with experimental curves.

to the corresponding properties obtained from tensile tests. It is seen from this table, with a priori known α value, the σ_y and n values extracted from indentation tests of each material using the proposed reverse algorithm agree well with those observed from tensile tests. All indentation tests of three materials exhibit relative errors from −13.2% to 15.0% for yield strength and from −9.2% to 10.7% for the strain hardening exponent. Especially, most indentation tests of SS400 and SM520 steel display relative errors within ± 10% for both yield strength and strain hardening exponent obtained by using Eqs. (26) and (29) as well as Eqs. (29) and (32). These error values could be acceptable when compared with others studies [12–16], however, they can be still minimized by averaging the obtained values from a number of indentation tests as nine tests for each material in present study. Indeed, the σ_y and n values of each material averaged from nine indentation tests are very consistent with the tensile test results with relative errors from −1.0% to −0.9% and from −2.5% to −2.1% for SS400, from 1.5% to 2.9% and from −0.8% to 1.1% for SM490, and from 3.3% to 4.8% and from 4.0% to 6.0% for SM520, respectively.

Since the plastic parameters of these steels have been determined from indentation tests, together with the assumed material model used in this study, the stress-strain curve of steels can be drawn. Fig. 18 shows the estimated stress-strain curves of all steels compared with the corresponding curves obtained from tensile experiments. Good agreement between experimental and estimated curves for all steels is observed from this figure. These good comparisons and obtained results indicate that, with a priori known α value, reliable yield strength and strain hardening exponent values can be obtained from the proposed reverse algorithm by using both combinations of Eqs. (26) and (29), as well as Eqs. (29) and (32). However, the α value of a certain material is generally unknown without carrying out a tensile test. In case the α value of a material is a priori unknown, the plastic parameters of structural steel will be determined by performing the calculated iteration procedure using the proposed algorithm. As discussed in Section 3, the calculated iteration procedure will be completed whenever the obtained yield strength values $\sigma_{y\,(I)}$ and $\sigma_{y\,(II)}$ as well as the obtained strain hardening exponent values $n_{(I)}$ and $n_{(II)}$ are considered to be the same. In fact, with a given α value, these parameters are found to be not the same, as is seen in Table 9, where the difference between $\sigma_{y\,(I)}$ and $\sigma_{y\,(II)}$ as well as $n_{(I)}$ and $n_{(II)}$ are also presented. It is recognized from this table that the difference between $\sigma_{y\,(I)}$ and $\sigma_{y\,(II)}$ is within in ± 5% and between $n_{(I)}$ and $n_{(II)}$ is within ± 10% for all the tests of three materials. Note that these differences come from comparing the results obtained from Eqs. (29) and (32) to those obtained from Eqs. (26) and (29). The results from later combination of the equations were chosen for comparison since this combination provided smaller relative error in estimating yield strength. The compared results indicate that the obtained $\sigma_{y\,(I)}$ and $\sigma_{y\,(II)}$ as well as $n_{(I)}$ and $n_{(II)}$, when their difference is within ± 5% for yield strength and ± 10% for strain hardening exponent, are acceptable to be accurately reflected the actual plastic properties of a material. The criteria of ± 5% for yield strength and ± 10% for strain hardening exponent are then applied to the proposed algorithm in this study. Fig. 19 presents an example to show the evolution of $\sigma_{y\,(I)}$ and $\sigma_{y\,(II)}$ as well as $n_{(I)}$ and $n_{(II)}$ according to the change of α value during various iterations of the reverse algorithm for a representative experimental indentation test of each steel.

It is worthy to note that the proposed reverse algorithm may provide more than one set of plastic parameters in some cases. Indeed, it is clear in Figs. 6, 8, and 10 that the curves corresponding to different n values are cross each other or somewhat identical when the ratio of E_r/σ_y (in Figs. 6 and 8) and $\ln(E_r/\sigma_y)$ (in Fig. 10) is smaller than 226 and 3.9, respectively. This observation implies that the solution of n value may not be unique when using functions Π_1 and Π_2 in the region of $E_r/\sigma_y < 226$ and function Π_3 in the region of $\ln(E_r/\sigma_y) < 3.9$. Due to the fact that the reverse algorithm is proposed for determination of plastic properties of structural steels, of which the E_r/σ_y ratio is always greater than 226, the solution of the algorithm is then ensured to be unique. In other words, the uniqueness of the proposed reverse algorithm is ensured for determination of the plastic parameters of structural steels, as it is shown in Fig. 19.

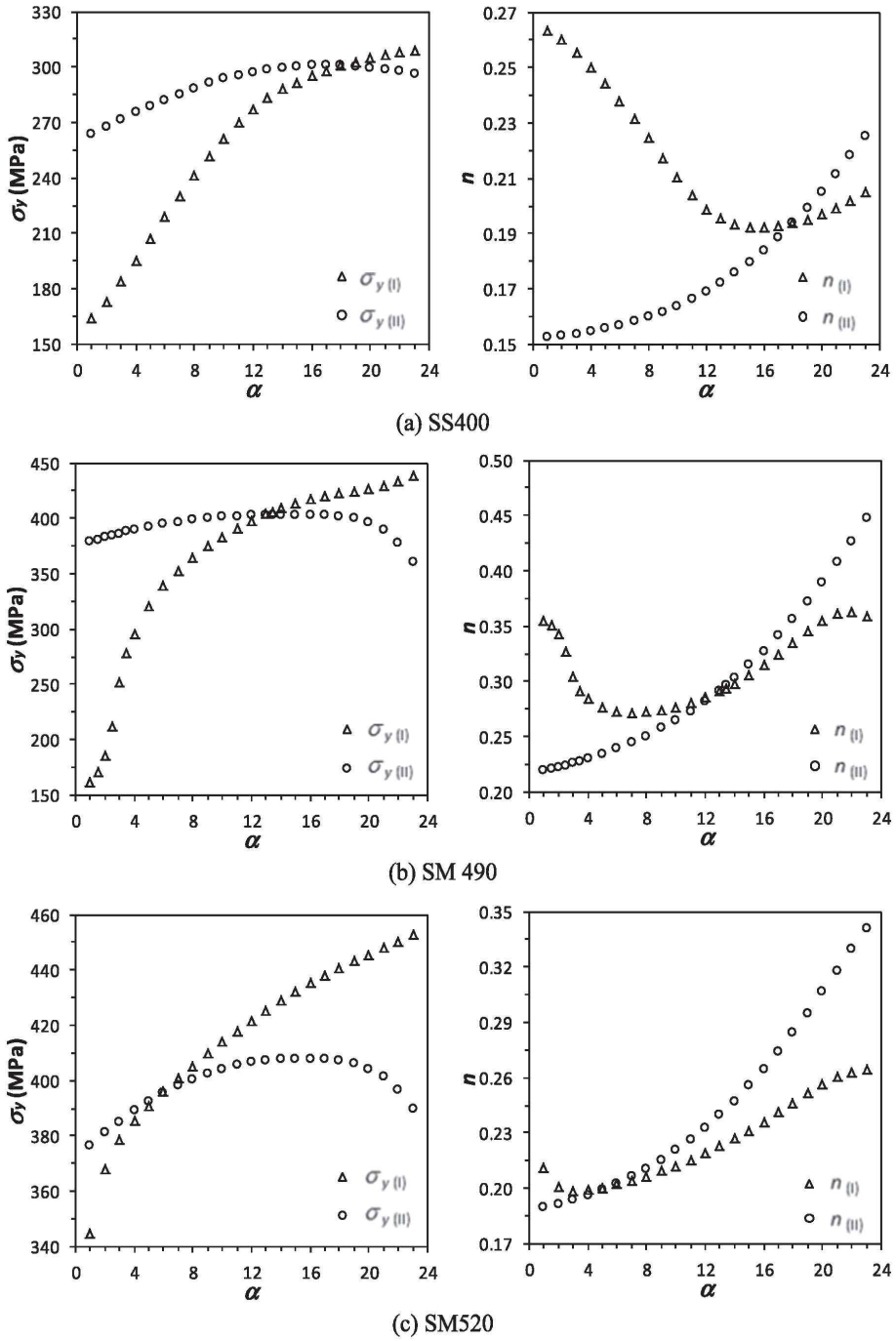


Fig. 19. Evolution of σ_y and n according to the change of α during various iterations of reverse algorithm for a representative indentation test of (a) SS400, (b) SM490, and (c) SM520.

5. Conclusion

In this study, dimensional analyses and finite element simulations were carried out to establish a reverse algorithm for identifying the plastic properties of structural steel from spherical indentation. Based on the finite element analysis results of 325 different combinations of material properties, a new set of dimensionless functions is constructed to relate the spherical indentation parameters and the material properties. A reverse algorithm that allows for the determination of the plastic parameters of structural steel including yield strength, strain hardening exponent, and α value of structural steel from a single load-penetration depth curve of spherical indentation is then established. Spherical indentation and tensile tests were performed on SS400, SM490, and SM520 steels to validate the accuracy of the proposed reverse algorithm. For all indentation tests of three materials, the relative error of reverse algorithm from a single indentation test is from −13.2% to 15.0% for yield strength and from −9.2% to 10.7% for the strain hardening exponent. The error of the algorithm is demonstrated to be minimized by averaging the results obtained from nine indentation tests. Indeed, the average σ_y and n values of each material computed from nine indentation tests are very consistent with the tensile test results, with relative errors from −1.0% to −0.9% and from −2.5% to −2.1% for SS400, from 1.5% to 2.9% and from −0.8% to 1.1% for SM490, and from 3.3% to 4.8% and from 4.0% to 6.0% for SM520, respectively. The results indicate that the proposed reverse algorithm in this study can provide reliable plastic parameters of structural steel from spherical indentation.

Acknowledgements

This research was supported by a grant (17CTAP-C129914-01) from the Technology Advancement Research Program (TARP) funded by Ministry of Land, Infrastructure and Transport of the Korean government.

References

[1] B. Bhushan (Ed.), Handbook of Nanotechnology, Springer, Berlin, 2007.
[2] N. Ogasawara, N. Chiba, X. Chen, A simple framework of spherical indentation for measuring elastoplastic properties, Mech. Mater. 41 (2009) 1025–1033.
[3] K.L. John, Contact Mechanics, Cambridge University Press, Cambridge, 1985.
[4] M. Kim, K.P. Marimuthu, J.H. Lee, H. Lee, Spherical indentation method to evaluate material properties of high-strength materials, Int. J. Mech. Sci. 106 (2016) 117–127.
[5] A.C. Fischer-Cripps, Use of combined elastic modulus in the analysis of depth-sensing indentation data, J. Mater. Res. (2001) 16.
[6] W.C. Oliver, G.M. Pharr, An improved technique for determining hardness and elastic-modulus using load and displacement sensing indentation experiments, J. Mater. Res. 7 (4) (1992) 1564–1583.
[7] W.C. Oliver, G.M. Pharr, Measurement of hardness and elastic modulus by instrumented indentation: advances in understanding and refinements to methodology, J. Mater. Res. 19 (1) (2004) 3–20.
[8] A. Nayebi, R.E. Abdi, O. Bartier, G. Mauvoisin, New procedure to determine steel mechanical parameters from the spherical indentation technique, Mech. Mater. 34 (2002) 243–254.
[9] C. Moussa, X. Hernot, O. Bartier, G. Delattre, G. Mauvoisin, Identification of the hardening law of materials with spherical indentation using the average representative strain for several penetration depths, Mater. Sci. Eng. A 606 (2014) 409–416.
[10] M. Wang, J. Wu, Y. Hui, Z. Zhang, X. Zhan, R. Guo, Identification of elastic-plastic properties of metal materials by using the residual imprint of spherical indentation, Mater. Sci. Eng. A 679 (2017) 143–154.
[11] J.H. Lee, T. Kim, H. Lee, A study on robust indentation techniques to evaluate elastic-plastic properties of metals, Int. J. Solids Struct. 47 (2010) 647–664.
[12] P. Jiang, Th, Zhang, Y.H. Feng, N.G. Liang, Determination of plastic properties by instrumented spherical indentation: expanding cavity model and similarity solution approach, J. Mater. Res. 24 (2009) 1045.
[13] Y. Cao, X. Qian, N. Huber, Spherical indentation into elastoplastic materials: indentation-response based definitions of the representative strain, Mater. Sci. Eng. A 454–455 (2007) 1–13.
[14] N. Ogasawara, N. Chiba, X. Chen, A simple framework of spherical indentation for measuring elastoplastic properties, Mech. Mater. 41 (2009) 1025–1033.
[15] Y.P. Cao, J. Lu, A new method to extract the plastic properties of metal materials from an instrumented spherical indentation loading curve, Acta Mater. 52 (2004) 4023–4032.
[16] M. Zhao, N. Ogasawara, N. Chiba, X. Chen, A new approach to measure the elastic-plastic properties of bulk materials using spherical indentation, Acta Mater. 54 (2006) 23–32.
[17] S. Kucharski, Z. Mroz, Identification of yield stress and plastic hardening parameters from a spherical indentation test, Int. J. Mech. Sci. 49 (2007) 1238–1250.
[18] M.Q. Le, Materials characterization by instrumented spherical indentation, Mech. Mater. 46 (2012) 42–56.
[19] M.Y. N'Jock, D. Chicot, X. Decoopman, J. Lesage, J.M. Ndjaka, A. Pertuz, Mechanical tensile properties by spherical macroindentation using an indentation strain-hardening exponent, Int. J. Mech. Sci. 75 (2013) 257–264.
[20] J.J. Kang, A.A. Becker, W. Sun, Determining elastic-plastic properties from indentation data obtained from finite element simulations and experimental results, Int. J. Mech. Sci. 62 (2012) 34–46.
[21] H. Tsukahara, T. Lung, Finite element simulation of the Piobert-Luders behavior in an uniaxial tensile test, Mater. Sci. Eng. A 248 (1998) 304–308.
[22] ASTM E3-01, Standard Guide for Preparation of Metallographic Specimens, ASTM International, West Conshohocken, PA, 2007.
[23] T.H. Pham, J.J. Kim, S.E. Kim, Estimating constitutive equation of structural steel using indentation, Int. J. Mech. Sci. 90 (2015) 151–161.
[24] F. Yoshida, A constitutive model of cyclic plasticity, Int. J. Plast. 16 (3-4) (2000) 359–380.
[25] T.H. Pham, S.E. Kim, Determination of mechanical properties in SM490 steel weld zone using nanoindentation and FE analysis, J. Constr. Steel Res. 114 (2015) 314–324.
[26] T.H. Pham, S.E. Kim, Determination of equi-biaxial residual stress and plastic properties in structural steel using instrumented indentation, Mater. Sci. Eng. A 688 (2017) 352–363.
[27] J.J. Kim, T.H. Pham, S.E. Kim, Instrumented indentation testing and FE analysis for investigation of mechanical properties in structural steel weld zone, Int. J. Mech. Sci. 103 (2015) 265–274.
[28] B. Kato, H. Aoki, H. Yamanouchi, Standardized mathematical expression for stress-strain relations of structural steel under monotonic and uniaxial tensile loading, Mater. Struct. 23 (1990) 47–58.
[29] L. Brand, The Pi theorem of dimensional analysis, Arch. Ration. Mech. 1 (1957) 35–45.
[30] Hibbitt, Karlsson, Sorensen, ABAQUS Standard User's Manual, version 6.6, Inc., 2006.
[31] ISO 14577, Metallic Materials-Instrumented Indentation Test for Hardness and Materials Parameters, International Organization for Standarlization, Genenva, Switzerland, 2002.
[32] ASTM E2546-07, Standard Practice for Instrumented Indentation Testing, ASTM International, ASTM International, 2007.
[33] ASTM E8/E8M-13a, Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic, ASTM International, West Conshohocken, PA, 2013.

Construction and Building Materials 155 (2017) 176–186

Contents lists available at ScienceDirect

Construction and Building Materials

journal homepage: www.elsevier.com/locate/conbuildmat

Characteristics of microstructural phases relevant to the mechanical properties in structural steel weld zone studied by using indentation

Thai-Hoan Pham [a,b], Seung-Eock Kim [a,*]

[a] Dept. of Civil and Environmental Engineering, Sejong University, 98 Gunja-dong, Gwangjin-ku, Seoul 143-747, Republic of Korea
[b] National University of Civil Engineering, 55 Giai Phong, Hanoi, Viet Nam

HIGHLIGHTS

- Nano- and micro-indentations were performed on the weld zone of SM520 steel.
- Compositions and properties (E, H, and σ_y) of microstructural phases in weld zone are identified.
- Mechanical properties across the weld zone were estimated from micro-indentation and FE analysis results.
- Compositions and properties of microstructural phases relevant to mechanical properties in the weld zone.

ARTICLE INFO

Article history:
Received 24 April 2017
Received in revised form 21 July 2017
Accepted 6 August 2017
Available online 18 August 2017

Keywords:
Mechanical properties
Indentation
SM520 steel
Volume fraction
Weld zone

ABSTRACT

The volume fraction (f) and properties of microstructural phases, the mechanical properties in the weld zone, and their relevance of commonly used steel, SM520, were investigated by using instrumented indentation. The volume fraction and properties of microstructural phases in fusion zone (weld metal –WM), heat-affected zone (HAZ), and base metal (BM) of the weld zone were identified by applying the statistical analysis for observed frequency density of hardness (H), elastic modulus (E), and yield strength (σ_y) spectra from nano-indentation tests. The mechanical properties distributed across the weld zone were determined from the micro-indentation tests. Two different stiffness ferrite types can be characterized in each individual weld zone from the analysis of H and E results, while two different strength ferrite types can be identified in WM from the analysis of the σ_y spectrum obtained from nano-indentations. The results from micro-indentations exhibited that the E, H, σ_y, and n values in the HAZ decrease in the direction from WM to BM region and all the average values of E, H, σ_y, and n in HAZ are higher than those in BM. The relevance of f, E, H, and σ_y of microstructural phases and E, H, and σ_y in the weld zone and was also discussed.

© 2017 Elsevier Ltd. All rights reserved.

1. Introduction

Welding has been used as an advantageous method to form strong connection for transferring loads between members in steel structures. During the welding process, the temperature change causes solid-state phase transformations, which lead to three different main regions; fusion zone (weld metal-WM), heat-affected zone (HAZ), and base metal (BM) in the weld zone as well as the complex microstructure in WM and the difference in microstructures of HAZ and BM [1–3]. The properties in WM, HAZ, and BM regions, which are dominated by their final microstructure characteristics such as the volume fraction and mechanical properties of microstructural phases, govern the performance of the weld joint. Therefore, the final microstructural characteristic including volume fraction and basic mechanical properties (hardness H, elastic modulus E, and yield strength σ_y) of component phases, these basic properties in WM, HAZ, and BM regions, as well as the relevance between them need to be investigated, especially for the weld zone of SM520 steel, which is a very commonly used structural steel in Korea.

Instrumented indentation technique has been widely used in many engineering fields as a powerful tool for characterization of material properties [4]. Since the technique allows accessing to the local properties in the indented area, it has been extensively utilized for investigating the properties of inhomogeneous materials such as cementitious materials, concrete, asphalt binder, or steel weld zone [5–11]. It has been indicated that in the indentation test on inhomogeneous material, the high indentation depth, roughly $h/D > 6$ (h is the indentation depth and D is the character-

* Corresponding author.
E-mail address: sekim@sejong.ac.kr (S.-E. Kim).

http://dx.doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2017.08.033
0950-0618/© 2017 Elsevier Ltd. All rights reserved.

istic size of the phases) of the phase provide access to homogenized material properties of the composite, while low indentation depth ($h/D < 1/10$) provide access to the properties of microstructural phase [11–13].

In this study, the volume fraction and properties of microstructural phases, the mechanical properties in the weld zone of SM520 steel and the relevance between them was investigated. For this purpose, indentation tests with low and high indenting depths that provide the response of microstructural phase and composite, respectively, were performed on the weld zone of SM520 steel. Since the indentation tests with low and high indenting depths in this work were undertaken at nano- and micro-length scales, they were denoted as nano- and micro-indentation, respectively. Optical microscopy examinations, statistical analysis of indentation test results, and finite element (FE) analyses were also conducted.

2. Methods

2.1. Instrumented indentation testing

A typical load – penetration depth (P-h) curve of an elastic-plastic material to a Berkovich indentation is illustrated in Fig. 1. Several mechanical properties of indented material including hardness, elastic modulus, and yield strength can be extracted from the P-h curve. One of the most popular methods to determine the hardness and elastic modulus of material at indenting point is that of Oliver and Pharr [14]. According to this method, the hardness can be determined from the applied load P_m at the maximum penetration depth h_m and the projected contact A_c, as follows:

$$H = \frac{P_m}{A_c} \tag{1}$$

The elastic modulus can be determined using the relations between reduced modulus E_r and the initial unloading slope S, the projected contact A_c, the correlation factor for indenter shape β, the elastic modulus and Poisson's ratio of the indented material and indenter E, ρ, E_i, and ρ_i, respectively, as follows [14]:

$$E_r = \frac{\sqrt{\pi}}{2\beta}\frac{S}{\sqrt{A_c}} \tag{2}$$

$$E_r = \left[\frac{1-\nu^2}{E} + \frac{1-\nu_i^2}{E_i}\right]^{-1} \tag{3}$$

where E_i, ρ_i, and β are known for a given indenter and other parameters P_m, h_m, S, and A_c can be directly or indirectly obtained from the

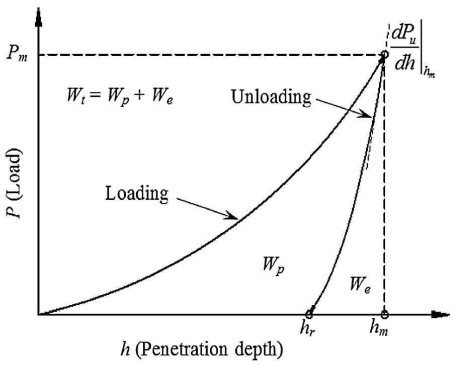


Fig. 1. Typical load – penetration depth (P-h) curve.

P-h curve of indentation. The details for determination of these parameters can be found in the literature [14]. Note that Oliver and Pharr's method allows extracting the hardness and elastic modulus of microstructural phase and composite in case of nano- and micro-indentation, respectively.

The microstructural phase in steel can be considered as a pure metal and its true elastic-plastic stress-strain behavior can be closely approximated by a power law description, which is illustrated in Fig. 2a and expressed as follows [15–18]:

$$\sigma = \begin{cases} E\varepsilon & (\varepsilon \leqslant \varepsilon_y) \\ \sigma_y[1 + E(\varepsilon - \varepsilon_y)/\sigma_y]^n & (\varepsilon \geqslant \varepsilon_y) \end{cases} \tag{4}$$

where σ_y is the initial yield stress, and n is the strain hardening exponent.

The structure steel (composite in this work) exhibits Luders behavior, which is a plastic instability associated with the unpinning of dislocations from the interstitial elements in solid solution such as carbon or nitrogen [19], in their stress-strain curve and the solid curve in Fig. 2b is an illustration of a typical true stress-strain behavior of structural steel. The Luders band (plastic plateau) initiates from the yield strain (ε_y) and ends at the beginning-point of strain hardening (ε_{st}) can be assumed to be perfectly plastic plateau that is represented by the dotted line in Fig. 2b. From this assumption, which is demonstrated to be acceptable to accurately reflect the material properties of structural steel [20–24], the true stress-strain curve of structural steel can then be expressed as [20]:

$$\sigma = \begin{cases} E\varepsilon & (\varepsilon \leqslant \varepsilon_y) \\ \sigma_y & (\varepsilon_y \leqslant \varepsilon \leqslant \varepsilon_{st}), \\ \sigma_y[1 + E(\varepsilon - \varepsilon_{st})/(\alpha\sigma_y)]^n & (\varepsilon \geqslant \varepsilon_{st}) \end{cases} \tag{5}$$

Since the true stress-strain behaviors of microstructural phase and the composite obey different constitutive laws, two separate methods need to be used for determination of their yield strength.

For determination of the yield strength of microstructural phase, a reverse algorithm proposed by Dao et al. [15], which has been considered a common method for determining the yield strength σ_y and strain hardening exponent n of material exhibited a power law elastic-plastic stress-strain behavior from the indentation P-h curve was used. The details of the algorithm can be referred to the literature [15]. For determination of the yield strength of the composites in the weld zone, an algorithm proposed by the authors that allows extracting yield strength σ_y and strain hardening exponent n of structural steels, of which exhibit plastic plateau in their true stress-strain curve (Eq. (5), was used [20]. In this method, the yield strength σ_y and strain hardening exponent n of composite materials can be determined with respect to α using the following polynomial equations [20]:

$$\frac{E_r^*}{\sigma_y} = \sum_{i=1}^{4}\sum_{j=1}^{4}\sum_{k=1}^{3} a_{ijk} n^{j-1} \alpha^{k-1} \left(\frac{E_r^*}{C}\right)^{i-1} \tag{6}$$

$$\frac{S}{E_r^* h_m} = \sum_{i=1}^{4}\sum_{j=1}^{4}\sum_{k=1}^{3} b_{ijk} n^{j-1} \alpha^{k-1} \left[\ln\left(\frac{E_r^*}{\sigma_y}\right)\right]^{i-1} \tag{7}$$

where α is defined as the ratio of the strain at starting point of strain hardening and the yield strain, C is the loading curvature, $E_r^* = [(1-\nu^2)/E]^{-1}$, and a_{ijk} and b_{ijk} are coefficients (Appendix A). The α value of the weld zones can be obtained with the aid of FE analysis of indentation by correlating the experimental with the simulated load-penetration depth curves. The details of the procedure for determination of the yield strength in the weld zones from the proposed method and FE analysis can be found in the previous works [21,22].

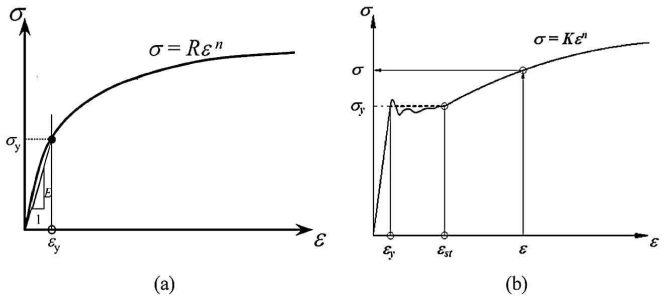


Fig. 2. Models for mechanical behavior of materials: (a) power-law work hardening and (b) power-law work hardening with plastic plateau.

In this study, Oliver and Pharr's method was used for extraction of hardness and elastic modulus of both microstructural phase and composite, Dao's algorithm was used for determination of the yield strength of the microstructural phase, while the yield strength of composite in SM520 steel weld zone was estimated using the method proposed by the authors with the aid of FE analysis. Note that estimating n using Dao's algorithm suffers from high sensitivity, especially at nano-length scale [25]. That is the reason n was not chosen to be investigated in this study.

2.2. Statistical deconvolution analysis

Since there are different microstructural phases presented in the weld zone and they could not have been identified without alternative tests, the statistical deconvolution analysis technique [26] was used to identify and quantify the existent microstructural phase and their properties in the weld zone. The principle of the technique is that with a large enough number of indentation tests, the mechanical property $x = (E, H, \sigma_y)$ of each microstructural phase J can be best approximated by a Gaussian distribution:

$$p_J(x) = \frac{1}{s_J\sqrt{2\pi}} \exp\left(\frac{-(x-\mu_J)^2}{2s_J^2}\right) \tag{8}$$

where μ_J and s_J represent the mean and the standard deviation of all N_J values of the J-th phase, respectively:

$$\mu_J = \frac{1}{N_J}\sum_{k=1}^{N_J} x_k \text{ and } s_J^2 = \frac{1}{N_J - 1}\sum_{k=1}^{N_J}(x_k - \mu_J) \tag{9}$$

The overall experimental frequency density of the mechanical property $x = (E, H, \sigma_y)$ obeys the theoretical probability density function called convolution function of n normal distributions, as follows:

$$P(x) = \sum_{J=1}^{n} f_J p_J(x) \tag{10}$$

The volume/surface fraction $f_J = N_J/N$ occupied by the J-th phase is subjected to the constraint:

$$\sum_{J=1}^{n} f_J = 1 \tag{11}$$

where N and n are the total number of indentation tests and the number of different phases identified by the property $x = (E, H, \sigma_y)$ on abscissa, respectively.

The mean value μ_J, the standard derivation s_J, and the volume fraction f_{Ji} can be determined by minimizing the standard error, as follows:

$$\text{Find } (f_J, s_J, \mu_J) \text{ from min} \sum_{i=1}^{m} \frac{[y(x_i) - p(x_i)]^2}{m} \text{ with the constraint } \sum_{J=1}^{n} f_J = 1 \tag{12}$$

or by maximizing the *R-squared*, which can be computed as:

$$R^2 = 1 - \frac{\sum_{i=1}^{m}[y(x_i) - p(x_i)]^2}{\sum_{i=1}^{m}[y(x_i) - \frac{1}{m}\sum_{i=1}^{m} y(x_i)]^2} \tag{13}$$

where x_i and $y(x_i)$ are the i-th abscissa and ordinate value of the experimental frequency density results, respectively; m is the num-

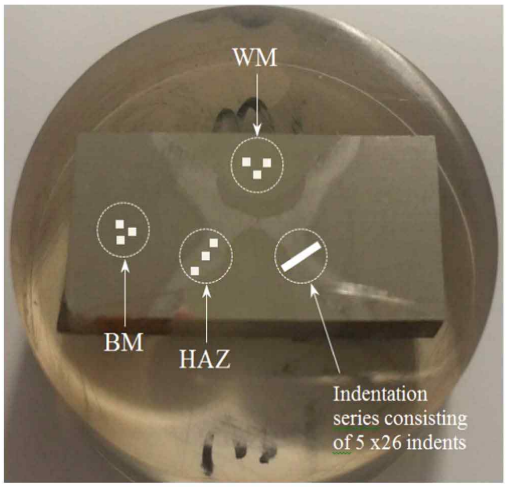
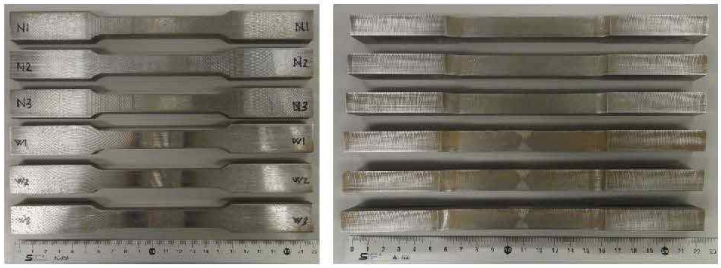


Fig. 3. Indentation sample and indenting locations.

Table 1
Chemical compositions steel and weld material (in wt%).

Material	C	Si	Mn	P	S	Al	Cu
SM520	0.17	0.41	1.39	0.017	0.001	0.04	0.02
ER70S-6	0.12	0.35	1.44	0.017	0.001	0.04	0.02

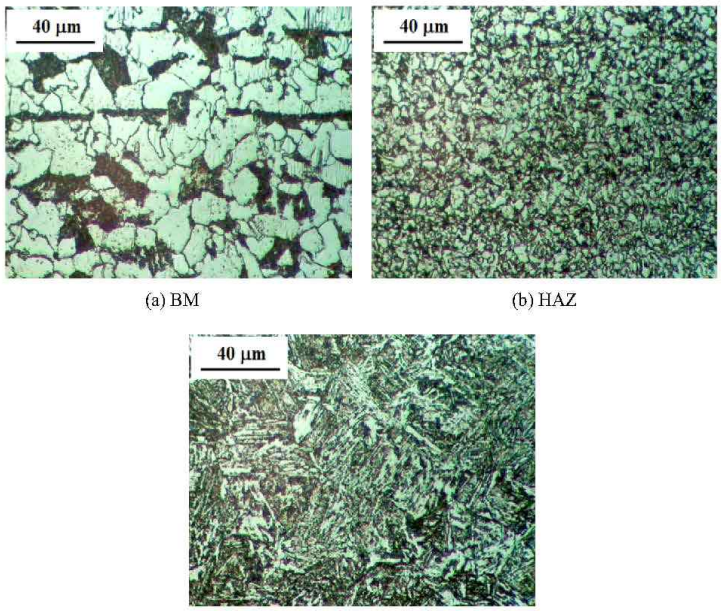


(a) Top view (b) Side view

Fig. 4. Specimens for tensile tests.

Table 2
Characteristics of true stress-strain behavior obtained from tensile test of SM520 steel.

Spe. No	E (GPa)	σ_y (MPa)	n	ε_y	ε_{st}	α
S1	214.44	423.6	0.203	0.00198	0.0116	5.9
S2	212.23	421.7	0.193	0.00199	0.01269	6.4
S3	211.71	425.6	0.207	0.00201	0.01268	6.3
Ave	212.79	423.6	0.201	0.00199	0.01232	6.2



(a) BM (b) HAZ

(c) WM

Fig. 5. Microstructures in SM520 steel weld zone.

ber of intervals (bins) used to construct the experimental frequency density, and $p(x_i) = \sum_j^n {}_1 f_j p_j(x_i)$ is the value of the theoretical probability density function at point x_i. The unknowns μ_j, s_j, and f_{ji} values of n phase can be obtained from the above convolution analysis.

3. Experimental details

Two SM520 steel plates with 12 mm thickness were welded in form of double V groove butt (12 mm of width and no root gap) by using metal arc welding with an ER 70S-6 electrode, a voltage of 22 V, and a current of 100 A. Table 1 presents the percentage weight compositions of SM520 steel and weld material. A slice cut across the weld and out from the welded plate was used for indentation specimen, which was prepared according to ASTM E3-01 standard [27]. The specimen surface was mounted in epoxy and first mechanically polished with different silicon carbide papers, poly diamond particles, and colloidal silica in order to obtain a flat and smooth surface finish. This procedure was achieved in seven stages of increasing fineness with the last one

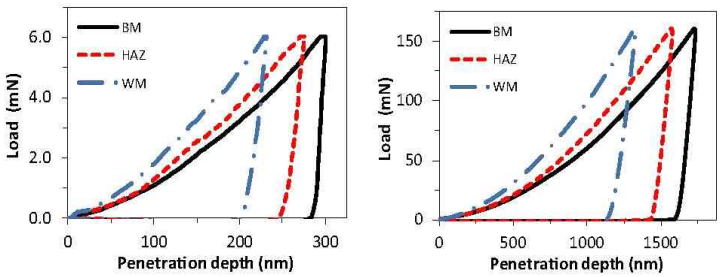


Fig. 6. Representative *P-h* curves in the weld zone.

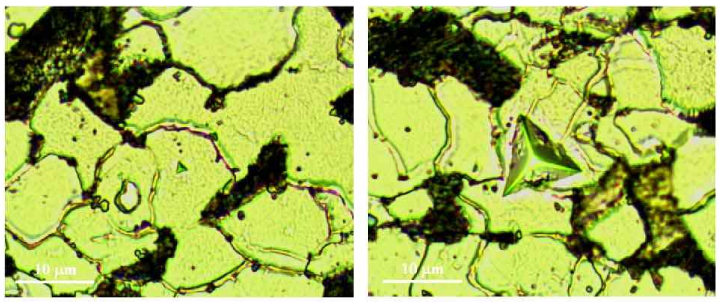


Fig. 7. Berkovich indentation at small and large scale in the weld zone.

being in the range of 40 nm. The flat and smooth specimen surface was then electropolished using nital 3% with a voltage of 22 V for 1–2 min to remove the disturbed surface layer that was introduced during the mechanical polishing step. The above polishing procedures were carefully carried out in order to get rid of introducing surface roughness during the similarity analysis and to reduce the error of indentation tests [28], as well as to ensure the identification of the material properties instead of the distributed surface layer [29].

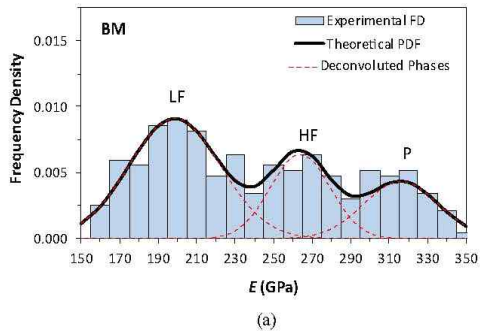
Indentation tests were performed using a Nano Hardness Tester machine according to ASTM E2546-07 and ISO 14577 standards [30,31]. The Berkovich indenter, which is made of diamond with E_i = 1141 GPa and ρ = 0.07, was employed.. For indentation with low indenting depth, the tests were carried out in three regions, BM, HAZ, and WM of the weld. As indicated [10,11,26], a series of more than 300 nano-indentation tests need to be performed to identify the actual values of volume fraction and properties of the microstructural phases. Due to the limitation of testing condition, in which more than 300 indenting points cannot be indented in one testing time, three grids of 11 × 11 nano-indentations with grid spacing of 50 μm were undertaken at each individual weld zone, leading to a total of 363 indenting points with three indenting areas of 500 × 500 μm^2 at each region. For indentation with high indenting depth, a series of micro-indentation tests with 5 × 26 indenting points was performed across the weld zone. A fixed maximum load of 6 mN and 160 mN at a constant loading and unloading rate of 12 mN/min and 320 mN/min was applied for nano- and micro-indentation tests, respectively. The maximum load of 6 mN for nano-indentation tests was chosen based on the results of the experimental iterations to yield a maximum indentation depth in the range of 150 to 350 nm for the three different regions in order to satisfy the scale separability condition and the 1/10 rule of thumb, which were required to properly identify each phase property [10,11], while the maximum load of 160 mN for micro-indentation tests was chosen to make sure that the composite behavior can be measured from the tests across the weld zone. The specimen was etched in nital 3% for 35 s after the indentation tests for the microstructure examinations, which were conducted by using an optical microscopy. Fig. 3 shows the sample surface after etching, on which the indenting locations are also indicated.

Tensile tests were conducted according to ASTM standard [32] by using an Instron testing machine for three specimens of SM520 (labeled N1, N2, and N3) and three welded specimens (W1, W2, and W3), which were cut out from the welded plate with the same dimensions as SM520 steel specimens. Fig. 4 shows the top and side views of all steel and welded specimens and Table 2 presents the characteristics of the true stress-strain behavior obtained from the tensile tests of SM520 steel.

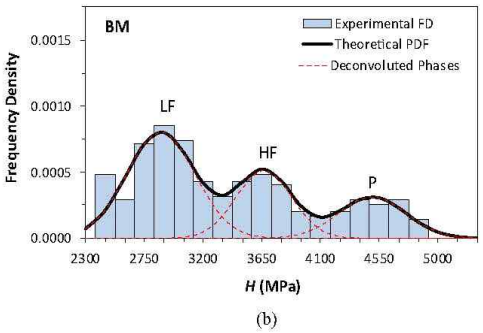
4. Results and discussions

4.1. Microstructures

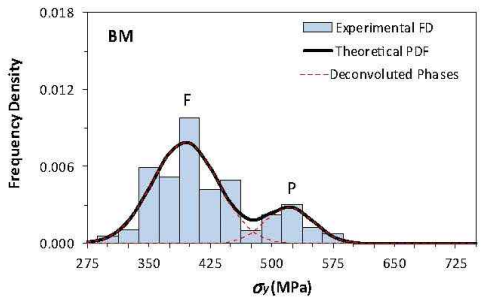
The microstructures observed in BM, HAZ, and WM are presented in Fig. 5. The microstructure of BM composes of ferrite with the grain size of about 10–40 μm and pearlite, as shown in Fig. 5a. The microstructure of HAZ shown in Fig. 5b includes grain polygonal ferrite with the size of about 5–10 μm and pearlite, which is distributed relatively regularly around ferrite grains. It is recognized from Fig. 4a and b that the ferrite and pearlite grains in BM are much larger than those in HAZ. Totally different from BM and HAZ, the microstructure of WM consists of ferrite plates with



(a)

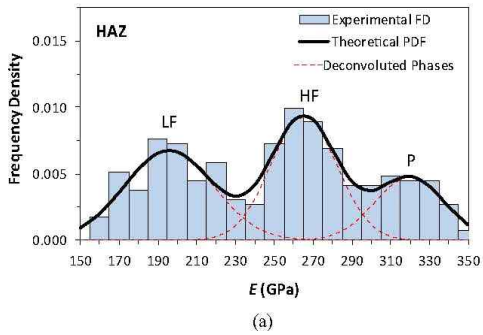


(b)

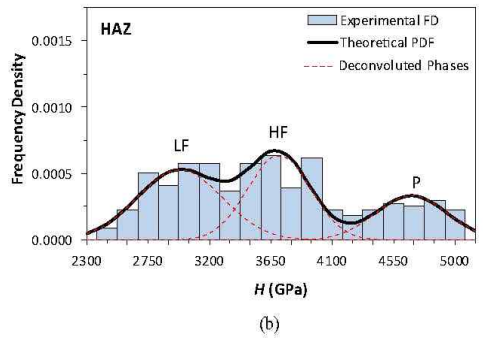


(c)

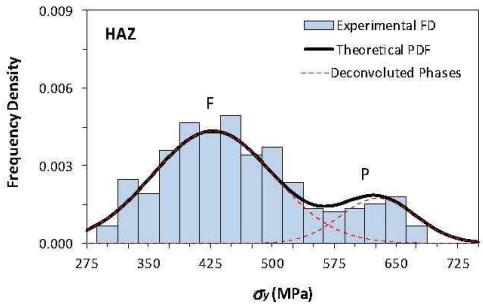
Fig. 8. Frequency plots in BM for (a) E: the bin-size is ΔE = 10 GPa, (b) H: the bin-size is ΔH = 150 MPa, and (c) σ_y: the bin-size of $\Delta\sigma_y$ = 25 MPa.



(a)



(b)



(c)

Fig. 9. Frequency plots in HAZ for (a) E: the bin-size is ΔE = 10 GPa, (b) H: the bin-size is ΔH = 150 MPa, and (c) σ_y: the bin-size of $\Delta\sigma_y$ = 25 MPa.

different orientations, lamellar pearlite, and an amount of degenerated pearlite followed by small and thin martensite segments. The microstructures observed from the weld zone are consistent with others reported in literature [33–37].

4.2. Indentation response and data analysis

The representative load–penetration depth (P-h) curves in three regions of the weld zone are presented in Fig. 6. As is seen from this figure, the shape and magnitude of the P-h curves of both nano- and micro-indentations change significantly with the individual weld zone, signifying that the indentation response at both indenting length scales is highly sensitive to the metallurgical condition resulting during the welding. The high sensitivity of the P-h curves to the metallurgical conditions has also been indicated in the previous works for other weld zones [10,11]. For SM520 steel weld zone in present study, same trend observed from both nano- and micro-indentations that the maximum penetration depth in WM is smallest, while the depth in BM is larger than that in HAZ.

Fig. 7 shows representative optical images with a high resolution of the residual impression from Berkovich nano- and micro-indentations in BM. As seen from these figures, the Berkovich residual impression of both nano- and micro-indentations manifest virtually no pile-up or sink-in, indicating that the applied methods for determination of the mechanical properties works well in the case of SM520 steel weld zone [38]. It is also noted from Fig. 7 that while the size of indents at nano- length scale is much smaller than the microstructural grains size, the size of indents at micro-length scale is quite similar to the grains size in BM, which is twice to fourth times larger than the grains sizes in HAZ and WM. These observations indicate that the nano- indentations always lead to the response of the microstructural phase, while a composite behavior can also be ensured to be obtained from the micro-indentations in the weld zone. Prior to extracting the mechanical properties, the P-h curves of indentation tests at both

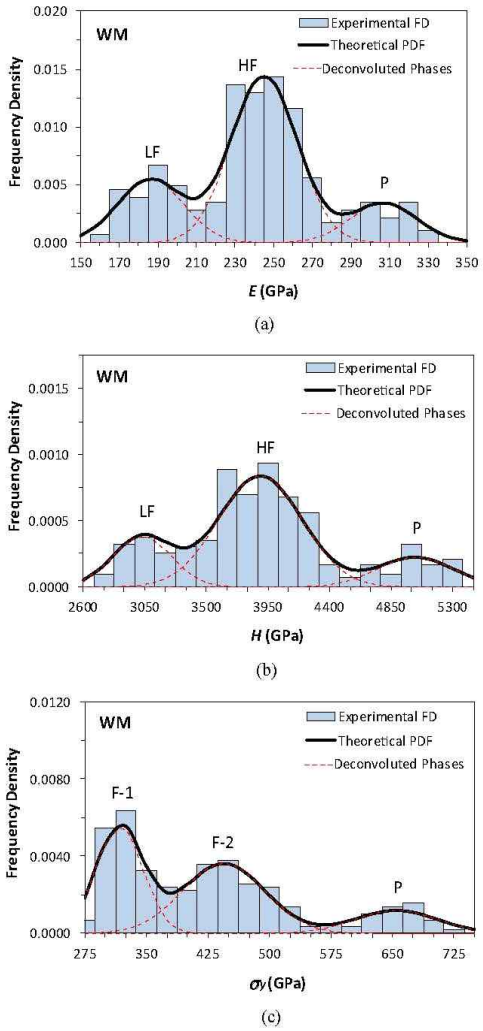


Fig. 10. Frequency plots in WM for (a) E: the bin-size is $\Delta E = 10$ GPa, (b) H: the bin-size is $\Delta H = 150$ MPa, and (c) σ_y: the bin-size of $\Delta\sigma_y = 25$ MPa.

scales were manually inspected to detect the curves that deviate from the theoretical relation $P = Ch^2$ during the loading for sharp indentation. As indicated [12], these curves clearly violate the self-similarity of continuum indentation analysis and must be eliminated from the statistical deconvolution analysis. The largest percentage of excluded curves was related to the procedure of surface preparation and the number of curves discarded for this reason was generally smaller than 5% [28]. For the present weld zone, while the number of discarded curves of 12, 17, and 29 from a total of 363 nano-indentation tests in each individual weld zone, BM, HAZ, and WM corresponding to 3.3%, 4.6%, and 8.0%, respectively, are quite reasonable and acceptable, no curve from 130 micro-indentation tests is discarded. The rest of the nano-indentation curves and all the micro-indentation curves were analyzed to obtain mechanical properties of indented materials. The obtained mechanical properties of both microstructural phases and materials across the weld zone are detailed below.

Table 3
Deconvolution results of $x = (E, H)$ in the weld zone.

Region	Phase J	x	μ (GPa)	f_J (%)
BM	LF	E	198.6	54.3
(351)*		H	2.88	52.6
	HF	E	263.8	24.8
		H	3.67	27.3
	P	E	316.1	20.9
		H	4.49	20.1
HAZ	LF	E	195.7	38.8
(346)		H	2.98	41.2
	HF	E	265.2	39.9
		H	3.71	36.8
	P	E	319.8	21.3
		H	4.68	22.0
WM	LF	E	186.2	23.5
(334)		H	3.03	20.4
	HF	E	245.0	61.8
		H	3.89	64.2
	P	E	306.9	14.7
		H	5.03	15.4

* Number of indentation tests.

Table 4
Deconvolution results of $x = \sigma_y$ in the weld zone.

Location	Phase J	$\mu = \sigma_y$ (MPa)	f_J (%)
BM	F	394.4	79.3
(351)*	P	521.7	20.7
HAZ	F	427.9	80.1
(346)	P	628.3	19.9
BM	F-1	317.4	39.3
(334)	F-2	444.2	45.7
	P	654.6	15.0

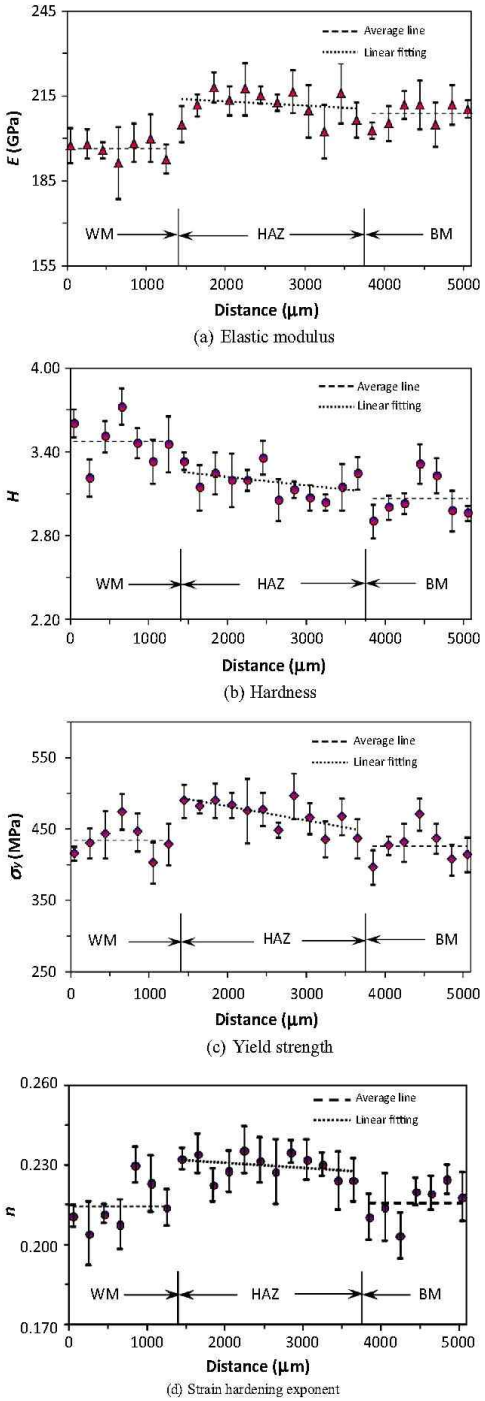
* Number of indentation tests.

4.3. Mechanical properties of microstructural phases in the weld zone

The experimental frequency density (FD) of the elastic modulus, hardness, and yield strength determined from the 351 nano-indentation P-h curves (after eliminated 12 defective curves) in the BM and their fitted probability density functions (PDF) obtained from statistical deconvolution analysis are presented in Fig. 8. The similar curves obtained from 346 tests in HAZ and 334 tests in WM are shown in Figs. 9 and 10 respectively. The PDFs, which were created from the deconvoluted phases, are also displayed in Figs. 8–10. The deconvolution analysis results of $x = (E, H)$ obtained from nano-indentation tests in the three regions are listed in Tables 3, while that of σ_y are summarized in Table 4. As can be seen from these tables and Figs. 8–10 that two different stiffness ferrite types (low stiffness ferrite LF and high stiffness HF) and pearlite P are characterized in each region of the weld zone from the analysis of E and H results, two different strength ferrite types (F-1 and F-2) and pearlite are identified in WM based on the analysis results of σ_y spectrum, and ferrite F and pearlite can be clearly distinguished from probability density function of yield strength in BM and HAZ. By comparing with the results of theoretical volume fractions and reported microstructural properties values in the literature [10,11,39–42], the results of volume fractions and properties of the microstructural phases obtained from nano-indentation tests are acceptable for the SM520 steel weld zone in this study.

4.4. Mechanical properties in the weld zone

In regard to P-h curve of 130 micro-indentation tests, the E and H values at each indenting point were extracted using Eqs. (1) to



(a) Elastic modulus

(b) Hardness

(c) Yield strength

(d) Strain hardening exponent

Fig. 11. Mechanical properties in the weld zone.

(3). The σ_y in BM region was determined based on the α value of 6.2 obtained from the tensile tests by using Eqs. (6) and (7). To estimate σ_y in HAZ and WM, the representative α value of these regions was characterized with the help of FE analysis results as presented in Section 2. Note that the BM, HAZ, and WM regions were easily identified after surface etching and this identification reveals that the indenting series with 5×26 points covered a length of 5.0 mm across the weld zone including approximately 2.3 mm of the HAZ region. For the set of simulated *P-h* curves, FE analyses were conducted for the total of 560 combinations of different material parameters, in which α varied from 3 to 9 (for every 1), σ_y varied from 325 to 550 (for every 25 MPa), and n varied from 0.18 to 0.25 (for every 0.01). Poisson's ratio was chosen to be 0.3 and elastic modulus of E = 206.3 GPa that was averaged from E values obtained from all micro-indentation tests in HAZ and WM regions was used for all FE analyses. The above ranges of α, σ_y, and n were chosen after paying a special attention to α, σ_y, and n values observed in BM and doing some prior FE analyses in order to reduce the number of FE analyses. The loading part of *P-h* curve drawn up to 160 mN was compared with the experimental curves at the middle indenting column in HAZ and WM regions to determine the corresponding α values and the obtained value of $\alpha = 5$ and $\alpha = 6$ was considered the representative α value for HAZ and WM region, respectively. Since α values of HAZ and WM regions can be obtained, the yield strength σ_y at each indenting point in these regions can then be determined using Eqs. (6) and (7). Fig. 11 shows the distribution across the weld zone of E, H, σ_y, and n where each data is averaged from 5 values at each indenting column. The standard deviation of the data is also presented in the figure as an error bar. Note in this figure that the dashed lines represent the average values of all data points in the WM and BM regions, while the dotted line is the linear fitting of all values in HAZ regions. As the results, E, H, σ_y, and n values in HAZ gradually increase in the direction from BM to WM region. The distribution trend of mechanical properties in HAZ region is consistent with the reported results for other structural steel weld zones [21,22]. The responsibility of the microstructure changes during welding for the distribution trend of mechanical properties in HAZ regions has also been discussed in the previous works [21,22]. Table 5 presents characteristics of true stress-strain behavior in BM, HAZ, and WM, including the average value of E, H, σ_y, and n in these regions. As can be seen from this table, the average values of all properties in HAZ are higher than those in BM and the results of E, σ_y, and n in BM obtained from indentations are recognized to be agreed well with the corresponding characteristics of true stress-strain behavior obtained from tensile tests of SM520 (Table 2) with a small relative error of −1.96%, 0.66%, and +7.46%, respectively. To examine the results obtained from indentation tests in HAZ and WM regions, FE analysis of tensile test using ABAQUS program was conducted [43]. The steel and welded specimens for tensile tests were modeled using 8-node element C3D8R. The material model for structural steel expressed in Eq. (5) was used for the material properties definition of SM520 steel (BM) as well as of both HAZ and WM regions. The FE model was first verified by simulating the tensile test of SM520 steel. The characteristics of true stress-strain behavior of SM520 steel in Table 2 were taken for the input data using Eq. (5) and the Von Mises yield criterion was applied for determining the occurrence of the plastic deformation in this simulation. The equivalent Mises stress is given by the following expression:

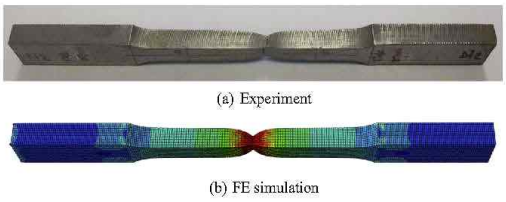
$$\sigma_{Mises} = \sqrt{\frac{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2}{2}} \quad (14)$$

where σ_1, σ_2, and σ_3 are the three principal stresses and whenever σ_{Mises} reaches the yield strength σ_y, the material undergoes plastic deformation.

Fig. 12 shows the comparison of the failure mode and Fig. 13 shows the comparison of load-strain curve between simulation and experiment of SM520 steel specimen. Good agreement between both the simulated and experimental failure mode and load-strain curve observed from these figures indicates that the developed FE model can be used to accurately simulate the tensile test. The tensile test of welded specimen was then simulated using the developed FE model. The weld portion including WM and HAZ regions were also taken into account and the mechanical properties obtained from micro-indentation tests were taken for the definition of the properties in these regions using Eq. (5) (see Table 5). Fig. 14 shows the comparison of the failure mode and Fig. 15 shows the comparison of load-strain curve between simulation and experiment of the welded specimen. Good agreement between both the simulated and experimental failure mode and load-strain curve observed from these figures indicates that the properties (E, σ_y, and n) determined from micro-indentation tests in HAZ and WM regions are reliable and valid. Concerning the hardness, the values of H = 3.06 GPa, H = 3.19 GPa, and H = 3.48 GPa (Table 5) that represent to the hardness of BM, HAZ, and WM, respectively, are consistent with the related literature [1–3].

Table 5
Results from micro-indentations.

Location	E (GPa)	H (GPa)	σ_y (MPa)	n
BM	208.60	3.06	426.41	0.216
HAZ	212.23	3.19	470.92	0.230
WM	196.44	3.48	434.57	0.214



(a) Experiment

(b) FE simulation

Fig. 12. Failure mode of steel specimen.

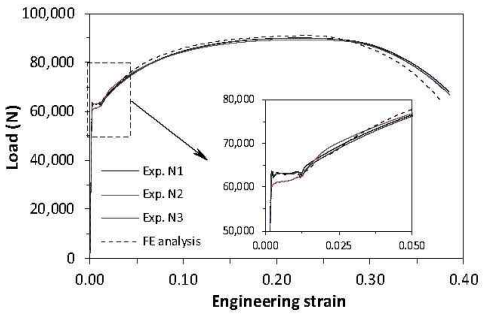
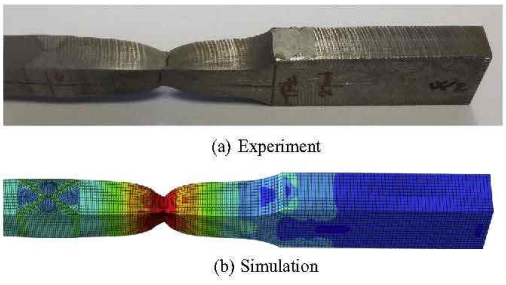


Fig. 13. Comparison of load-strain curve of steel specimen.



(a) Experiment

(b) Simulation

Fig. 14. Failure mode of welded specimen.

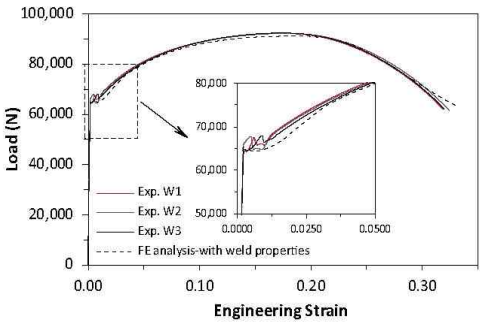


Fig. 15. Comparison of load-strain curve of welded specimen.

4.5. Mechanical properties of microstructural phases related to material properties in the weld zone

In general, the phases in a material composing of two or more microstructural phases with different properties subjected to load deform differently. The performance of the material is governed by the property difference between the phases and the morphology and volume fraction of the phases [44]. It is recognized from Tables 3 and 5 that the properties and volume fraction of component phases in BM, HAZ, and WM play a decisive role to the properties of material in these regions. Indeed, the elastic modulus values of LF, HF and P phases are respectively quite similar in BM and HAZ, however, the higher volume fraction of HF phase in HAZ leads to the higher elastic modulus in this region when compared to BM, while the lower elastic modulus of all microstructural phases in WM cause its lower elastic modulus when compared to BM and HAZ (Table 5). Similarly, the highest hardness value of all microstructural phases in WM when compared to those in HAZ and BM is the main reason that the hardness in WM is highest in the weld zone, and the lowest hardness in BM is due to the lowest hardness value of LF, HF, and P phases in BM compared to those in HAZ and WM. In regard to the yield strength, the influence of yield strength of the component phases on the strength of material is clearly observed in BM and HAZ. With the similar volume fraction of the F and P phases in both BM and HAZ, the higher strength in HAZ when compared to that in BM is mainly caused by the higher strength of F and P phases in this region than those in BM. Generally, the law of mixture rule is just applicable for elastic modulus instead of strength of materials. However, it is interesting to realize that the yield strength of BM, HAZ, and WM in this study is obeyed the law of mixture rule even though that it could be a coincidence. Indeed, the calculated strength of BM, HAZ, and WM of 420.75 MPa, 467.78 MPa, and 425.93 MPa, respectively, which is computed from the strength of their component phases by using the simple law of mixture rule $\sigma_c = f_F\sigma_F + f_P\sigma_P$ in cases of BM and HAZ and $\sigma_c = f_{F-1}\sigma_{F-1} + f_{F-2}\sigma_{F-2} + f_P\sigma_P$ in case of WM [44], is agreed well with that extracted from the indentation at large scale with a relative error of −0.98%, −0.74%, and −1.98%, respectively. Although the above agreement could be a coincidence

rather than a rule, this result indicates completely that the strength of material within the weld zone is governed by the strength of their microstructural phases.

5. Conclusions

In this study, nano- and micro- indentations were used for investigating the mechanical properties of microstructural phases and materials within the weld zone of SM520 steel. Nano- and micro-indentation tests, optical microscopy examinations, statistical analyses, and FE analyses were carried out. Some following conclusions can be drawn from the test and analysis results:

In the investigating SM520 steel weld zone, the microstructure in BM and HAZ include ferrite and pearlite, where their grains in BM are much larger in size and different in morphology compared with those in HAZ. The microstructures of WM are ferrite plates with different orientation, lamellar pearlite, and an amount of degenerated pearlite.

The indentation responses at both nano- and micro-length scales are highly sensitive to the metallurgical conditions during the welding. The maximum penetration depth in WM is smallest, while the depth in BM is larger than that in HAZ.

The results from nano-indentations show that two different stiffness ferrite types are characterized in each region of the weld zone from the analysis of E and H results, two different strength ferrite types identified in WM based on the analysis results of σ_y spectrum. Nonetheless, the compositions and mechanical properties of the component phases were accurately determined from statistical analysis of elastic modulus and hardness as well as yield strength obtained from indentation at small scale. The hardness and yield strength of both ferrite and pearlite phases increase from BM to HAZ due to the grain refinement and the change of grain morphology in HAZ during welding process.

The results from micro-indentations exhibit that the elastic modulus, hardness, yield strength, and strain hardening exponent values in the HAZ gradually decrease in the direction from WM to BM region. The average values of all properties in HAZ are higher than those in BM.

The mechanical properties of the materials within the SM520 weld zone are mainly governed by the properties and volume fraction of their microstructural phases. The higher volume fraction of HF in HAZ phase leads to the higher elastic modulus of this region compared to that in BM, while the lower elastic modulus of all microstructural phases in WM cause its lower elastic modulus when compared to BM and HAZ. The highest hardness value of all microstructural phases in WM when compared to those in HAZ and BM is the main reason that the hardness in WM is highest in the weld zone, and the lowest hardness in BM is due to the lowest hardness value of LF, HF, and P phases compared to those in HAZ and WM. The higher strength in HAZ when compared to that in BM is mainly caused by the higher strength of F and P phases in this region than those in BM and the yield strength of BM, HAZ, and WM in the present weld zone is somewhat obeyed the law of mixture rule.

Acknowledgements

This research was supported by a Grant (17CTAP-C129914-01) from the Technology Advancement Research Program (TARP) funded by Ministry of Land, Infrastructure and Transport of the Korean government.

Appendix A

See Appendix Table A1 and Table A2

Table A1
Coefficient a_{ijk}.

(k, j)	a_{ijk}			
	$i = 4$	$i = 3$	$i = 2$	$i = 1$
(1, 1)	−1.710E −1	1.629E + 0	1.144E+2	−4.574E+1
(2, 1)	1.395E−2	−1.195E−1	2.955E−1	−1.643E−1
(3, 1)	−4.231E−4	3.903E−3	−9.428E−3	5.243E−3
(1, 2)	9.940E+0	7.973E+0	5.240E+1	−6.190E+1
(2, 2)	−1.193E+0	2.573E+0	−5.962E+0	3.952E+0
(3, 2)	3.876E−2	−1.429E−1	1.858E−1	−5.743E−2
(1, 3)	−1.196E+2	5.892E+2	−9.072E+2	4.656E+2
(2, 3)	1.194E+1	−5.351E+1	5.441E+1	−1.804E+1
(3, 3)	−3.417E−1	1.631E+0	−1.443E+0	2.175E−1
(1, 4)	1.981E+2	−4.190E+2	4.267E+2	−2.408E+2
(2, 4)	−1.845E+1	3.178E+1	2.717E+0	−1.053E+1
(3, 4)	5.023E−1	−1.147E+0	3.126E−2	5.674E−1

Table A2
Coefficient b_{ijk}.

(k, j)	b_{ijk}			
	$i = 4$	$i = 3$	$i = 2$	$i = 1$
(1, 1)	−6.197E−2	8.766E−1	−3.097E+0	6.085E+0
(2, 1)	2.285E−5	−7.846E−4	5.723E−3	−1.095E−2
(3, 1)	−4.241E−6	8.032E−5	−4.539E−4	7.676E−4
(1, 2)	9.840E−1	−1.477E+1	6.723E+1	−9.676E+1
(2, 2)	−6.638E−2	9.160E−1	−3.909E+0	5.367E+0
(3, 2)	1.877E−3	−2.619E−2	1.147E−1	−1.630E−1
(1, 3)	−4.036E+0	6.074E+1	−2.847E+2	4.247E+2
(2, 3)	4.241E−1	−6.122E+0	2.797E+1	−4.112E+1
(3, 3)	−1.324E−2	1.911E−1	−8.782E−1	1.301E+0
(1, 4)	4.871E+0	−7.309E+1	3.440E+2	−5.160E+2
(2, 4)	−5.777E−1	8.394E+0	−3.875E+1	5.745E+1
(3, 4)	1.875E−2	−2.718E−1	1.257E+0	−1.870E+0

References

[1] Z. Boumerzoug, C. Derfouf, T. Baudin, Effect of welding on microstructure and mechanical properties of an industrial low carbon steel, J. Eng. 2 (2010) 502–506.
[2] M. Eroglu, M. Aksoy, N. Orhan, Effect of coarse initial grain size on microstructure and mechanical properties of weld metal and HAZ of a low carbon steel, Mater. Sci. Eng., A 269 (1999) 59–66.
[3] A. Gural, B. Bostan, A.T. Ozdemir, Heat treatment in two phase region and its effect on welding of a low carbon steel, Mater. Des. 28 (3) (2007) 897–903.
[4] B. Bhushan (Ed.), Handbook of Nanotechnology, Springer, Berlin, 2007.
[5] Y. Wei, S. Liang, X. Gao, Indentation creep of cementitious materials: experimental investigation from nano to micro length scales, Constr. Build. Mater. 143 (2017) 222–233.
[6] H. Lee, V. Vimonsatit, P. Chindaprasirt, Mechanical and micromechanical properties of alkali activated fly-ash cement based on nano-indentation, Constr. Build. Mater. 107 (2016) 95–102.
[7] Y. Veytskin, C. Bobko, C. Castorena, R. Kim, Nanoindentation investigation of asphalt binder and mastic cohesion, Constr. Build. Mater. 100 (2015) 163–171.
[8] J.J. Kim, E.M. Foley, M.M.R. Taha, Nano-mechanical characterization of synthetic calcium-silicate-hydrate (C-S-H) with varying CaO/SiO_2 mixture ratios, Cement Concr. Compos. 36 (2013) 65–70.
[9] A. Griffin, J.J. Kim, M.K.R. Rahman, M.M.R. Taha, Microstructure of a type G oil well cement-nanosilica blend, J. Mater. Civil Eng. (ASCE) 04014166 (2014) 1–10.
[10] T.H. Pham, J.J. Kim, S.E. Kim, Estimation of microstructural compositions in the weld zone of structural steel using nanoindentation, J. Constr. Steel Res. 99 (2014) 121–128.
[11] T.H. Pham, S.E. Kim, Nanoindentation for investigation of microstructural compositions in the SM490 steel weld zone, J. Constr. Steel Res. 110 (2015) 40–47.
[12] G. Constantinides, F.J. Ulm, The nanogranular nature of C-S-H, J. Mech. Phys. Solids 55 (2007) 64–90.
[13] K. Durst, M. Goken, H. Vehoff, Finite element study for nanoindentation measurements on two-phase materials, J. Mater. Sci. 19 (1) (2004) 85–93.
[14] W.C. Oliver, G.M. Pharr, An improved technique for determining hardness and elastic-modulus using load and displacement sensing indentation experiments, J. Mater. Res. 7 (6) (1992) 1564–1583.
[15] M. Dao, N. Chollacoop, K.J.V. Vliet, T.A. Venkatesh, S. Suresh, Computational modeling of the forward and reverse problem in instrumented sharp indentation, Acta Mater. 49 (2001) 3899–3918.

[16] Y.P. Cao, J. Lu, A new method to extract the plastic properties of metal materials from an instrumented spherical indentation loading curve, Acta Mater. 52 (2004) 4023–4032.
[17] M. Zhao, N. Ogasawara, N. Chiba, X. Chen, A new approach to measure the elastic-plastic properties of bulk materials using spherical indentation, Acta Mater. 54 (2006) 23–32.
[18] S. Kucharski, Identification of yield stress and plastic hardening parameters from a spherical indentation test, Int. J. Mech. Sci. 49 (2007) 1238–1250.
[19] H. Tsukahara, T. Lung, Finite element simulation of the Piobert-Luders behavior in an uniaxial tensile test, Mater. Sci. Eng., A 248 (1998) 304–308.
[20] T.H. Pham, J.J. Kim, S.E. Kim, Estimating constitutive equation of structural steel using indentation, Int. J. Mater. Sci. 90 (2015) 151–161.
[21] T.H. Pham, S.E. Kim, Determination of mechanical properties in SM490 steel weld zone using nanoindentation and FE analysis, J. Constr. Steel Res. 114 (2015) 314–324.
[22] J.J. Kim, T.H. Pham, S.E. Kim, Instrumented indentation testing and FE analysis for investigation of mechanical properties in structural steel weld zone, Int. J. Mech. Sci. 103 (2015) 265–274.
[23] F. Yoshida, Y. Kaneda, S. Yamamoto, A plasticity model describing yield-point phenomena of steels and its application to FE simulation of temper rolling, Int. J. Plast. 24 (10) (2008) 1792–1818.
[24] T.H. Pham, S.E. Kim, Determination of equi-biaxial residual stress and plastic properties in structural steel using instrumented indentation, Mater. Sci. Eng., A 688 (2017) 352–363.
[25] A. Gouldstone, N. Chollacoop, M. Dao, L. Li, A.M. Minor, Y.L. Shen, Indentation across size scales and disciplines: Recent developments in experimentation and modeling, Acta Mater. 55 (12) (2007) 4015–4039.
[26] A. Meister, Deconvolution Problems in Nonparameteric Statistics. Lecture Notes in Statistics, Springer-Verlag, Berlin Heidelberg, Germany, 2009.
[27] ASTM E3-01, Standard Guide for Preparation of Metallographic Specimens, ASTM International, West Conshohocken, PA, 2007.
[28] M. Miller, C. Bobko, M. Vandamme, F.-J. Ulm, Surface roughness criteria for cement paste nanoindetation, Cement Concr. Res. 38 (2008) 467–476.
[29] S. Pathak, D. Stojakovic, R. Doherty, S.R. Kalidindi, Importance of surface preparation on the nano-indentation stress-strain curves measured in metals, J. Mater. Res. 24 (3) (2009) 1142–1155.
[30] ASTM E2546-07, Standard Practice for Instrumented Indentation Testing, ASTM International, West Conshohocken, PA, 2007.
[31] ISO 14577, Metallic Materials-Instrumented Indentation Test for Hardness and Materials Parameters, International Organization for Standarlization, Genenva, Switzerland, 2002.
[32] ASTM E8/E8M-13a, Standard Test Method for Tension Testing of Metallic, ASTM International, West Conshohocken, PA, 2013.
[33] H.K.D.H. Bhadeshia, R. Honeycombe, Steels: Microstructure and Properties, Butterworth-Heinemann, London, 2006.
[34] S. Lars-eric, Control of Microstructures and Properties in Steel arc Welds, Library of Congress Cataloging in Published Data, British, 1994.
[35] K.M. Wu, Y. Inagawa, M. Enomoto, Three-dimensional morphology of ferrite formed in association with inclusions in low-carbon steel, Mater. Charact. 52 (2004) 121–127.
[36] Z. Li, Effect of thermomechanical controlled processing on mechanical properties of 490 MPa grade low carbon cold heading steel, Int. J. Iron Steel Res. 16 (3) (2009) 43–48.
[37] S. Nag, P. Sardar, A. Jain, A. Himanshu, D.K. Mondal, Correlation between ferrite grain size, microstructure and tensile properties of 0.17 wt% carbon steel with traces of microalloying elements, Mater. Sci. Eng. A 597 (2014) 253–263.
[38] J. Hay, Introduction to instrumented indentation testing, Exp. Technol. 33 (6) (2009) 66–72.
[39] X. Wang, X. Yang, Z. Guo, Y. Zhou, H. Song, Nanoindentation characterization of mechanical properties of ferrite and austenite in duplex stainless steel, Adv. Mater. Res. 26–28 (2007) 1165–1170.
[40] K.R. Gadelrab, G. Li, M. Chiesa, T. Souier, Local characterization of austenite and ferrite phases in duplex stainless steel using MFM and nanoindentation, J. Mater. Res. (2012).
[41] S.A. Kim, W.L. Johnson, Elastic Constants and internal friction of martensitic steel, ferritic-pearlitic steel, and α-iron, Mater. Sci. Eng., A 452–3 (2007) 633–639.
[42] K. Cho, J. Gurland, The law of mixtures applied to the plastic deformation of two-phase alloys of coarse microstructures, Metall. Trans. A 19A (1988) 2027–2039.
[43] Hibbitt, Karlsson, Sorensen. ABAQUS Standard User's Manual, version 6.6 (2006), Inc.
[44] S. Ankem, H. Margolin, C.A. Greene, B.W. Neuberger, P.G. Oberson, Mechanical properties of alloys consisting of two ductile phases, Progr. Mater. Sci. 51 (2006) 632–709.

3. Characterization of strain rate effects on the plastic properties of structural steel using nanoindentation-page(2018)

Construction and Building Materials 163 (2018) 305–314

Contents lists available at ScienceDirect

Construction and Building Materials

journal homepage: www.elsevier.com/locate/conbuildmat

Characterization of strain rate effects on the plastic properties of structural steel using nanoindentation

Ngoc-Vinh Nguyen [a], Thai-Hoan Pham [b], Seung-Eock Kim [c,*]

[a] Dept. of Civil and Environmental Engineering, Sejong University, Seoul, South Korea
[b] Dept. of Concrete Structures, National University of Civil Engineering, 55 Giai Phong, Hanoi, Viet Nam
[c] Dept. of Civil and Environmental Engineering, Sejong University, 98 Gunja-dong, Gwangjin-gu, Seoul 05006, South Korea

HIGHLIGHTS

- Strain rate sensitivity was obtained using indentation and dynamic tensile tests.
- Strain rate effects on plastic properties were investigated using nanoindentation.
- A modified method was proposed to estimate plastic properties at high strain rates.
- Dynamic tensile tests were performed to demonstrate the accuracy of modified method.
- Relationship between the indentation and uniaxial strain rates was discovered as $\dot{\varepsilon} = 0.15\dot{\varepsilon}_I$.

ARTICLE INFO

Article history:
Received 22 September 2017
Received in revised form 3 December 2017
Accepted 15 December 2017

Keywords:
Dynamic tensile test
Modified method
Nanoindentation
Plastic properties
Strain rate sensitivity

ABSTRACT

SM490, a structural steel, has been widely used in the construction of buildings, bridges, and tunnels due to excellent machinability and weldability. Since the mechanical properties of structural steel are important material input data in engineering design as well as in both static and dynamic analyses of structure, the important task is to deeply understand the mechanical properties of structural steel and the effecting factors on these properties, in which the strain rate effect is most important. In this study, the indentation strain rate effects on the mechanical properties of SM490 steel, including hardness, yield strength, the strain hardening exponent and shear stress were investigated using the nondestructive indenting technique. The dynamic tensile tests were performed at different strain rates to demonstrate that the strain rate effects on the hardness and yield strength investigated by using indentation are reliable. The strain rate sensitivity value of SM490 steel obtained using the nondestructive indentation experiment was reported. The linear relation between the indentation strain rate ($\dot{\varepsilon}_I$) and uniaxial strain rate ($\dot{\varepsilon}$) was discovered, and the coefficient C_2 of 0.15 relating to both strain rates was well estimated. A modified method was also proposed to determine the values of plastic properties considering uncertain contact stiffness at high indentation strain rates. The results were used to assess and understand the variation of mechanical properties of SM490 as the indentation strain rate changes.

© 2017 Published by Elsevier Ltd.

1. Introduction

The depth sensing instrumented indentation experiment is most commonly used to estimate the mechanical properties of materials at the micro- and nano-scale [1–3]. It can be normally used to investigate the microstructure as well as to determine the mechanical properties of hardness and elastic modulus. The sharp indentation experiment is more advantageous than traditional experiments including the tension and compression experiments. For instance, the indentation specimen can be used many times; therefore, it can save time and cost for the preparation of a specimen, and the short testing time also is another advantage of the sharp indentation experiment. Therefore, the nondestructive indentation experiment is a good choice to replace the traditional tests, such as the time-consuming compressive or tensile experiments, for determining the mechanical properties of material.

Normally, the instrumented indentation test can be carried out by controlling the constant loading rate (CLR) and constant loading strain rate (CSR) [4–8]. Many researchers have investigated the indentation strain rate effects on the hardness or indentation stress [9–12]. According to the indentation technique, the strain rate

* Corresponding author.
E-mail address: sekim@sejong.ac.kr (S.-E. Kim).

https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2017.12.122
0950-0618/© 2017 Published by Elsevier Ltd.

effect on hardness is often considered using the strain rate sensitivity concept which is defined as the change in the indentation hardness (H) divided by the change in the indentation strain rate at a constant temperature [9].

The influence of the indentation strain rate on the plastic properties, such as yield strength, has been studied by using the loading tensile test [11,12]. Although this approach provides an acceptable result, performing the traditional tensile tests at various uniaxial strain rates is a rather time-consuming task and is uneconomical because of the high cost involved. Another approach that uses the instrumented indentation technique has been used to investigate the strain rate effect on the yield strength based on the ratio of hardness and yield strength [13]. This ratio was assumed that the yield strength is one-third of the hardness value, in which the hardness is firstly obtained by using the nano-hardness test at various indentation strain rates, and the corresponded yield strength is then determined as $\sigma_y = H/3$. However, Cahoon et al. [14] indicated that this assumption was valid for several cold worked materials, and this ratio of several other materials changed in the range from 3.4 for alloys with a low strain hardening coefficient to 6.0 for alloys with a high strain hardening coefficient. To investigate the strain rate effect on the yield strength using the sharp indenter experiment, the tension and nondestructive indentation experiments have to be simultaneously carried out. Thus, this approach is a rather time-consuming task.

The aim of this study is to investigate the indentation strain rate effects on the mechanical properties of SM490 steel using the nondestructive indentation experiment. Based on the indentation parameters extracted from the load-displacement curves at different indentation strain rates, the corresponding material properties can be estimated; therefore, the strain rate effects on these material properties can be directly investigated using solely the sharp indenter test results. For this purpose, the sharp indenter-constant loading rate (CLR) experiments are performed at room temperature at various indentation strain rates. The indentation creep (IC) experiments are also performed to estimate the strain rate sensitivity value. The indentation strain rate effects on the hardness, yield strength, strain hardening exponent (n) and indentation shear stress ($\tau_{Indentation}$) are investigated and discussed. The dynamic tensile tests were performed at different strain rates to demonstrate that the strain rate effects on the hardness and yield strength investigated by using indentation are reliable. The correlation between the indentation strain rate and uniaxial strain rate is discovered. An efficient method was also proposed to estimate the yield strength considering the uncertain contact stiffness at high indentation strain rates.

2. Methods

2.1. Conventional method for determining mechanical properties

Fig. 1 exhibits the indentation load-displacement curve of elastoplastic material including the loading and unloading regimes. According to the loading regime, the power-law function, $P = Ch^k$, where k is in the range of 1.5–1.9, is normally used to describe the loading stage, where C and h are the loading curvature and indentation penetration depth [15–17]. However, the second-order function ($k = 2$), which was used in the previous method for determination of yield strength and strain hardening exponent [18], was demonstrated to approximately describe the relationship of applied load and displacement at loading stage in case of the sharp indentation [19–22]. The unloading regime is described by using a power-law function as $P = B(h - h_f)^m$, where B is constant and h_f is the final displacement of unloading regime.

The hardness can be extracted as the following equation [2].

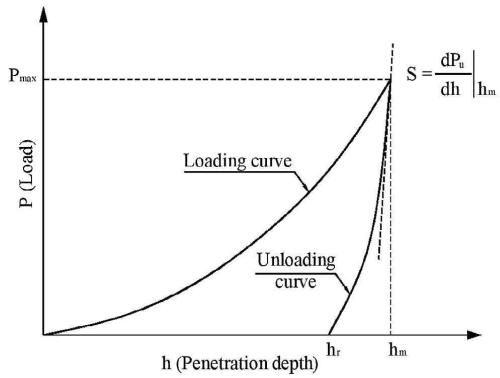


Fig. 1. A typical load-displacement curve (P-h) of elastoplastic material obtained using a nondestructive indentation experiment.

$$H = \frac{P_m}{A_c} \tag{1}$$

where P_m is a maximum load, A_c is the contact area that depends on the geometry of the indenter tip and is therefore defined as $A_c = 24.5h_c^2$ for the Berkovich indenter tip, in which h_c is the contact depth. Elastic modulus (E) is also determined based on the relationship between the material properties of the indenter tip and the reduced modulus (E_r), and expressed as [2]

$$\frac{1}{E_r} = \frac{1-\vartheta^2}{E} + \frac{1-\vartheta_i^2}{E_i} \tag{2}$$

where E_i, ϑ_i are the elastic modulus and Poisson's ratio of industry diamond.

According to the determination of yield strength of structural steel from the indentation load-displacement curve, a method was well established [18]. This method includes a reverse algorithm that uses the reduced modulus, maximum load, loading curvature, and contact stiffness as the input data. The reverse algorithm consists of two dimensionless functions, which are expressed as follows:

$$\frac{E_r^*}{\sigma_y} = \Pi_1 = \sum_{i=1}^{4}\sum_{j=1}^{4}\sum_{k=1}^{3}\left[a_{ijk}n^{j-i}\alpha^{k-1}\left(\frac{E_r}{C}\right)^{i-1}\right] \tag{3}$$

$$\frac{S}{E_r^* h_m} = \Pi_2 = \sum_{i=1}^{4}\sum_{j=1}^{4}\sum_{k=1}^{3}\left[b_{ijk}n^{j-i}\alpha^{k-1}ln\left(\frac{E_r}{\sigma_y}\right)^{i-1}\right] \tag{4}$$

where a_{ijk} and b_{ijk} are coefficients, C is the loading curvature, and α represents the plastic plateau in stress-strain curves of structural steel [4,7,18].

2.2. Determination of strain rate sensitivity

Strain rate sensitivity (SRS) is an indication of the effects of strain rate on material properties such as hardness. In earlier works, SRS for the tensile test was defined as the change in the yield stress or tensile strength divided by the change in the uniaxial strain rate ($\dot{\epsilon}$) at a constant temperature using the following equation [23,24]

$$m = \frac{\partial \log_e\left(\frac{\sigma}{\sigma_0}\right)}{\partial \log_e \frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0}} \tag{5}$$

For nanoindentation, SRS was also defined as the slope of the log (hardness)-log (indentation strain rate) curve and expressed as [9]

$$m_{Indentation} = \frac{\partial \ln(H)}{\partial \ln(\dot{\varepsilon}_i)} \quad (6)$$

The indentation strain rate ($\dot{\varepsilon}_i$) was defined as the displacement rate ($\dot{h} = dh/dt$) divided by displacement (h) as $\dot{\varepsilon}_i = \frac{\dot{h}}{h} = \frac{\frac{dh}{dt}}{h} = \frac{1}{2}\left(\frac{\dot{P}}{P} - \frac{\dot{H}}{H}\right) \approx \frac{1}{2}\dot{\varepsilon}_L$, where $\dot{\varepsilon}_L$ was a loading strain rate. The strain rate sensitivity value was discovered to be in the range of 0.005–0.12 for most metal [9]. For commercial low-carbon steel, SRS value was reported to be in the range of 0.045 ± 0.004 [23].

2.3. Modified method for estimating the yield strength at a high indentation strain rate

This study provides a modified method that considers the uncertain contact stiffness at a high indentation strain rate to estimate the plastic properties of structural steel. This method begins by performing a sharp indentation experiment at a high indentation strain rate to measure several indentation parameters, and then the corresponding indenting load to displacement curve can be obtained. Normally, the contact stiffness is defined as the initial slope of the unloading regime and is extracted from the load-displacement curve. In this curve, the unloading regime is described by a power-law function, and then the contact stiffness is evaluated as follows:

$$S = \frac{dP_u}{dh} = mB(h_m - h_r)^{m-1} \quad (7)$$

It can be recognized that the contact stiffness depends on the number of measured points on the unloading regime; however, the indentation testing time at a high indentation strain rate is very fast, leading to the number of measured points on unloading regime to be not great enough for obtaining the correct contact stiffness value. Therefore, the value of contact stiffness at high indentation strain rates might be uncertain. It is necessary to propose a method allowing the determination of the real plastic properties considering the uncertain contact stiffness at high indentation strain rates.

Fig. 2 presents the comparison of the previous and modified methods. The previous method first performs indentation experiment to measure the load-displacement curve, and then the indentation parameters, such as a maximum displacement (h_m) maximum load (P_m), and contact stiffness (S) can be determined. The values of contact area (A_c), reduced modulus (E_r), hardness (H) and yield strength (σ_y) can be derived.

Fig. 2b presents the procedure of modified method. The new analysis begins by constructing the relationship between contact stiffness and strain rate based on the experimental values of S at the strain rate range of 0.004–0.2 s^{-1}. The value of S at high strain rate indentation is interpolated from this contact stiffness-strain rate relationship and is applied as a known parameter. The modified method then calculates the contact depth, h_c, (the direct measurement of h_c was erroneous at high strain rates) by using the following equation:

$$h_c = h_m - 0.75P_m/S \quad (8)$$

As the loading stage is correctly measured, the direct measurements of load-displacement data remain valid and can be used to determine hardness and yield strength. By having P_m and h_c, hardness can then determined by using Eq. (1), and the plastic properties can be also estimated by performing the proposed reverse algorithm by Eqs. (3) and (4).

3. Experimental procedure

3.1. Specimen preparation

The major chemical composition in the percentage weight of SM490 structural steel is summarized in Table 1. The structural steel sheet was produced through the traditional cell cast method and then was cut into a plate size of 300 mm × 300 mm. The rectangular flat plate specimen with a size of 20 mm × 12 mm × 8 mm was employed in nano-hardness tests. To achieve a smooth and flat surface, the specimen was put in a circle epoxy matrix mold and then was polished with several silicon carbide papers, poly diamond particles, and colloidal silica. Fig. 3 shows the samples of SM490 structural steel after being mounted and polished. Using the above procedure, seven stages of increasing fineness can be achieved, in which the last stage is in the range of 40 nm. The specimens for dynamic tension tests were designed following the ASTM standard [25].

3.2. Nano-hardness test

The nondestructive indentation experiment has been used to determine the elastic-plastic properties of SM490 structural steel. These tests were carried out at room temperature using the continuous stiffness measurement (CSM) technique by controlling the indentation strain rate that varies in the range from 0.004 s^{-1} to 0.4 s^{-1}. In this study, the Berkovich indenter was used to perform all nano-hardness experiments and was made of an industrial diamond with a Poison's ratio and an elastic modulus of 0.07 and 1140 GPa, respectively. The half-angle of the indenter is 65.3°. At least five tests were performed with the same indentation strain rate on loading and unloading without a holding time. The maximum displacement of 2000 nm was used to all points during the nanoindentation tests of SM490 steel. The dynamic loading tensile tests were performed using the dynamic actuator and tested following the ASTM standard [25]. The high-speed tensile experiment utilizes the hydraulic system to obtain a maximum actuator test speed of 1000 mm/s and a load capacity of 250 kN. The high-speed loading tensile test system was shown in Fig. 4.

4. Results

4.1. The load-displacement curves

From the indentation parameters, the load-displacement curves are constructed, and the results are clearly shown in Fig. 5. It can be seen from these load-depth curves that the maximum loads increase as the indentation strain rate increases from 0.004 s^{-1} to 0.4 s^{-1}, while the maximum displacement is kept to be constant for all indentation tests; therefore, the loading curvature values increase as the indentation strain rates increase. Indeed, it can be clearly seen from Fig. 6 that the loading curvature quickly increases as the strain rate increases from 0.004 s^{-1} to 0.2 s^{-1} and slightly increases at high indentation strain rates. In the unloading regime, the contact stiffness defined as the initial unloading slope is carefully obtained, and the results are shown in Fig. 7. It can be observed that the contact stiffness value increases as the indentation strain rates increase, and the relationship between contact stiffness and indentation strain rate is linear and expressed by the following equation;

$$S = a\dot{\varepsilon}_i + b \quad (9)$$

where a of 1461.6 and b of 1922.2 are the dependent material constants; $\dot{\varepsilon}_i$ is the indentation strain rate.

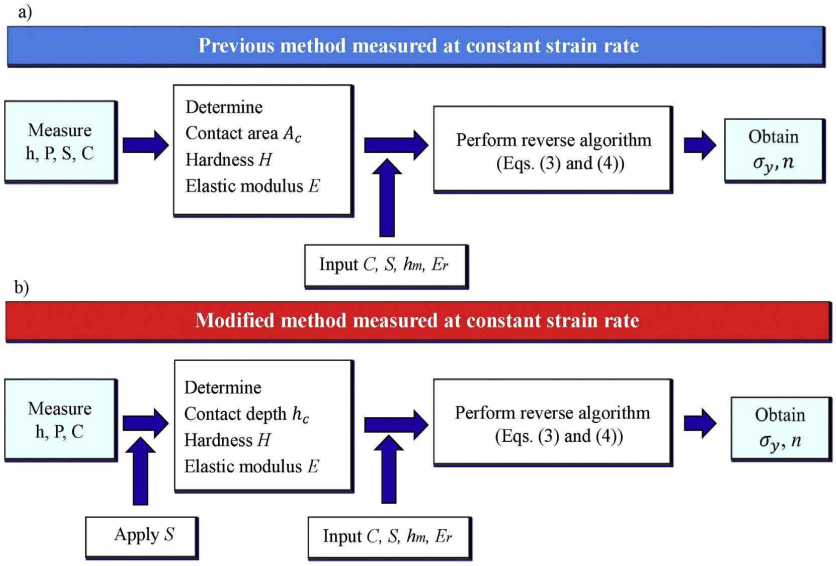


Fig. 2. Comparison of the previous and the modified methods.

Table 1
Chemical compositions of a structural steel, SM490, employed in the present study (in wt%).

Material	C	Mn	Si	P	S
SM490	0.16	1.45	0.40	0.010	0.003

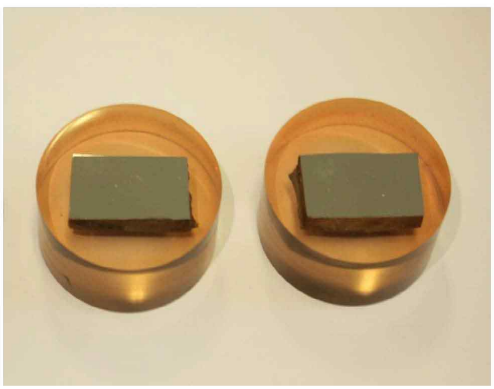


Fig. 3. Specimens of SM490 steel after polishing.

It can also be observed from Fig. 7b that the contact stiffness was observed to be negative at high indentation strain rates. The mean contact stiffness value obtained at high indentation strain rates are not consistent with the above contact stiffness-indentation strain rate linear relation. Therefore, the contact stiffness might be uncertain at high indentation strain rates. The main reason for the uncertain contact stiffness at high strain rate indentation lies in the short period of testing time leading to the transition of dual stages (from loading stage to unloading stage) not to be correctly recorded. Due to that reason, while the relationship between contact stiffness and strain rate was found out to be linear, the contact stiffness at high strain rate indentation was interpolated from that linear relation in this study.

4.2. Hardness-strain rate curves

The hardness can be obtained using Eq. (1) based on the indented maximum load and the contact depth; subsequently, the relation between hardness and indentation strain rate is constructed and shown in Fig. 8. It can be observed that the hardness value quickly increases as the indentation strain rates increase from 0.004 s^{-1} to 0.1 s^{-1}, and slightly increases at high indentation strain rates. The effect of the indentation strain rate on the hardness is distinguishable and quite significant. The results of hardness at various indentation strain rates are used to determine the strain rate sensitivity value as well as to estimate the coefficient relating to indentation and uniaxial strain rates.

4.3. Plastic properties-strain rate curves

In order to construct the relationship between the yield strength and the indentation strain rate curve, at least five yield strength values were obtained for each indentation strain rate, and then the mean yield strength values and the corresponding standard errors were calculated. The plot of the corresponding mean yield strength value to indentation strain rate is shown in Figs. 9 and 10.

It can be seen from Fig. 9 that the yield strength quickly increases from 323.82 MPa at a strain rate of 0.004 $s^{-1}$to 368.668 MPa at a strain rate of 0.1 s^{-1}. Moreover, the slightly increasing yield strength value is also seen at strain rates of 0.1–0.2 s^{-1}. The changing trend of the yield strength value is in good

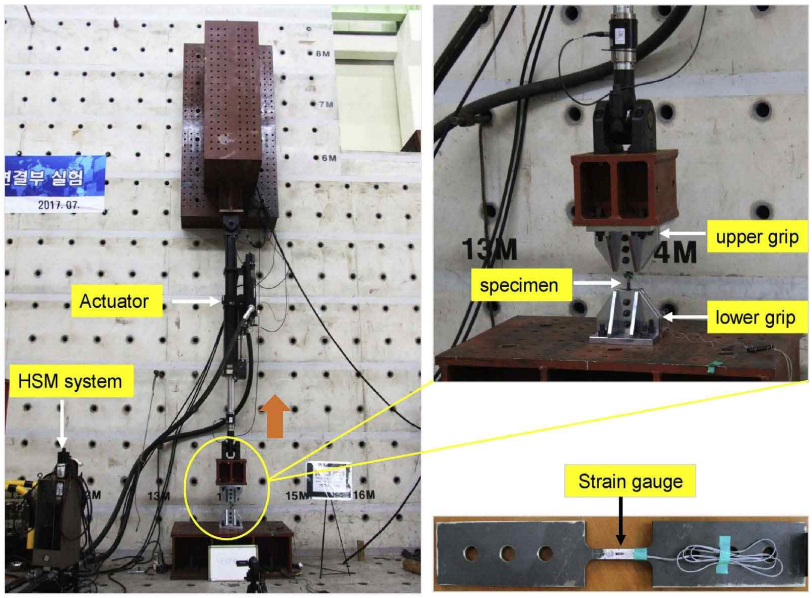


Fig. 4. Loading system for dynamic tensile experiments.

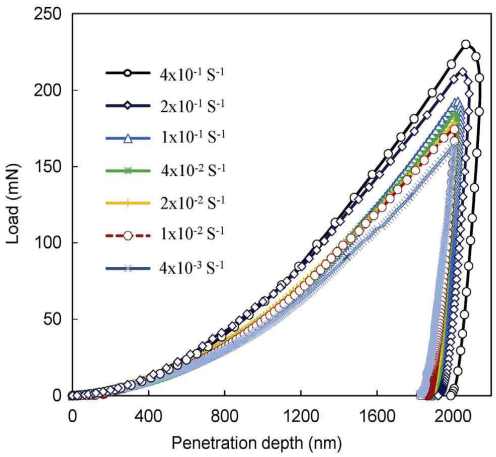


Fig. 5. Load-displacement curves at different indentation strain rates.

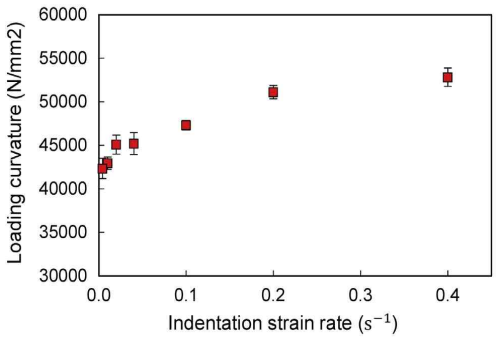


Fig. 6. Plot of corresponding loading curvature to indentation strain rate.

agreement with that reported in the literature [12], which investigates the strain rate effect on tensile strength at different temperatures. Additionally, it can be seen from Fig. 10 that the yield strength values decrease from 379.05 MPa at a strain rate of 0.2 s^{-1} to 193.34 MPa at high strain rates. The yield strength values at high strain rates are not consistent with the general trend reported in the earlier works [11,12], which reports that the yield strength values evidently increase as strain rates increase. The main reason for such phenomena is that the uncertain contact stiffness is one of input data of the reverse algorithm. As shown in Fig. 7b, the values of contact stiffness at high indentation strain rates are radically different with the values at lower strain rates leading to the high contact depth and the low yield strength. Therefore, the yield strength determined using previous method is incorrect at high indentation strain rates. The strain rate effects on the strain hardening exponent were also investigated and are shown in Fig. 11.

The results observed from Fig. 11 indicate that the strain hardening exponent at the indentation strain rate of 0.004–0.2 s^{-1} is consistent with those previously reported [12]. Another interesting feature of Fig. 11 is that the strain hardening exponent suddenly increases 90.7% as the strain rate increases from 0.2 s^{-1} to 0.4 s^{-1}. Thus, the strain hardening exponent values determined at high strain rates might be uncertain. It is, therefore, necessary to apply the modified method to obtain the actual values of plastic properties, such as yield strength and strain hardening exponent, at high strain rates.

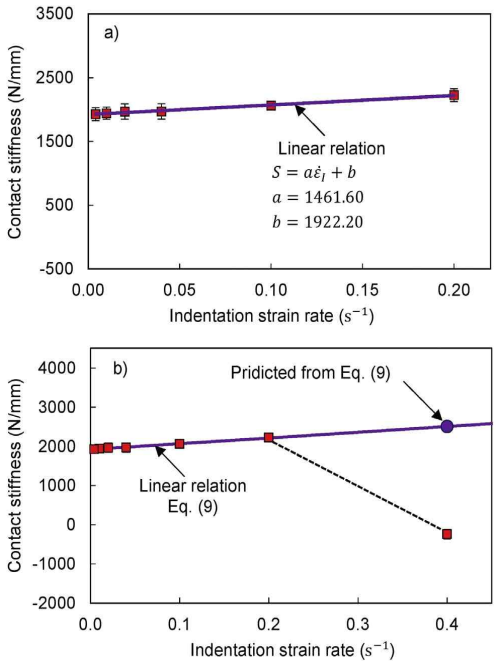


Fig. 7. a) Linear relation between contact stiffness and indentation strain rate. b) Interpolation of contact stiffness at high strain rate indentation.

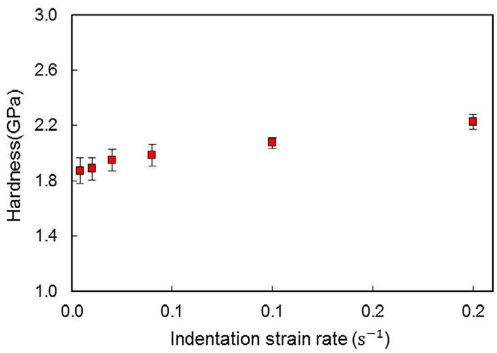


Fig. 8. Correlation between hardness and strain rate of SM490 steel.

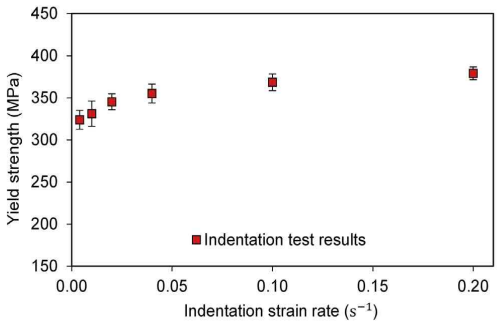


Fig. 9. Correlation between yield strength and strain rates of 0.004–0.2 s^{-1}.

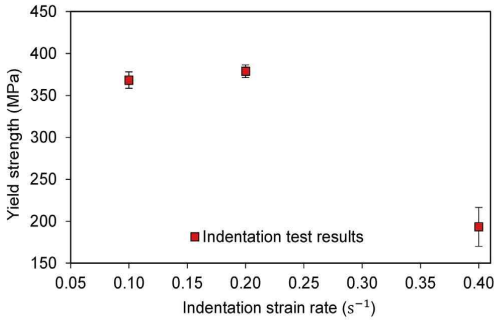


Fig. 10. Yield strength-strain rate correlation at high strain rates.

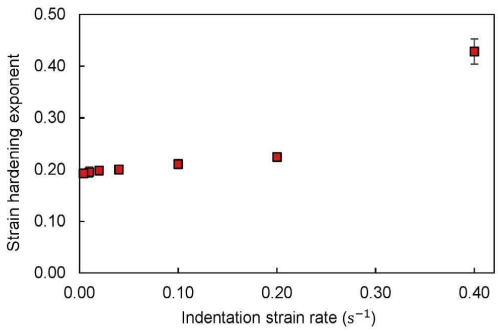


Fig. 11. Relationship between strain hardening exponent and strain rate.

5. Discussion

5.1. Strain rate effect on mechanical properties

5.1.1. Strain rate sensitivity

The strain rate sensitivity is an indication of the effects of strain rate on mechanical properties such as hardness. Fig. 12 shows the plot of corresponding logarithmic hardness to the logarithmic indentation strain rate, and this correlation is described using a logarithmic function as Eq. (10).

$$lnH = 0.042ln\dot{\varepsilon}_i + 7.75 \tag{10}$$

The strain rate sensitivity value is calculated based on the slope of the fitting line in the logarithmic function plot of hardness versus indentation strain rate. The strain rate sensitivity value of 0.042 ± 0.003 for SM490 steel was well determined. Furthermore, the SRS value can also be determined based on the result of indentation creep tests. Alkorta et al. [26] has proposed a method that allows determination of the strain rate sensitivity using the corresponding creep displacement to time data as the following equation:

$$m = 2\frac{\Delta\ln(h_{creep})}{\Delta\ln(t_{creep})} = 2\frac{d\ln(h_{creep})}{d\ln(t_{creep})} \tag{11}$$

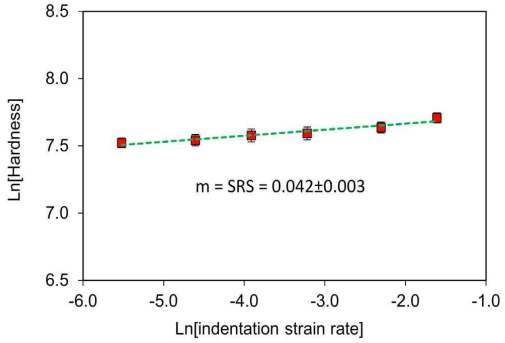


Fig. 12. Estimation of strain rate sensitivity of SM490 steel using CLR test results.

where h_{creep} is the indentation creep displacement that is described by the power-law function of time (t_{creep}). Alternatively, an average value of SRS within a certain time interval from t_1 to t_2 can be obtained as follows:

$$m = 2\frac{\Delta \ln(h_{creep})}{\Delta \ln(t_{creep})} = 2\frac{\ln(h_2/h_1)}{d\ln(t_2/t_1)} \quad (12)$$

In order to apply Alkorta's method, the indentation creep test was performed with a holding time of 100 s by controlling constant strain rates at room temperature, and the SRS value of 0.04 ± 0.0013 was calculated by using Eq. (12) as shown in Fig. 13. The relative error between the strain rate sensitivity values obtained using the results of the CLR test and the IC test is +4.76%.

In order to demonstrate the accuracy of the SRS values, the dynamic tensile tests were performed at different uniaxial strain rates using the high-speed 250 kN Actuator and Hydraulic system. At least three dynamic tensile tests were performed for each uniaxial strain rate, and the plot of engineering stress versus engineering strain curve was shown in Fig. 14.

It can be observed from Fig. 14a that, the strain rate effect on the yield strength is clear, and the yield strength can be expressed by a power-law equation of strain rate as

$$\sigma_y = A\dot{\epsilon}^m \quad (13)$$

where A of 442.15 ± 5.42 MPa is a material constant and m of 0.0428 ± 0.005 is the strain rate sensitivity. By comparing the SRS values from a dynamic tension test, the strain rate sensitivity values obtained using the nondestructive indentation experiment agree well with the dynamic tension test results with a relative error of

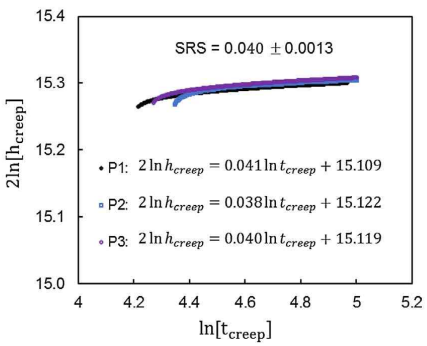


Fig. 13. Estimation of strain rate sensitivity using indentation creep test results.

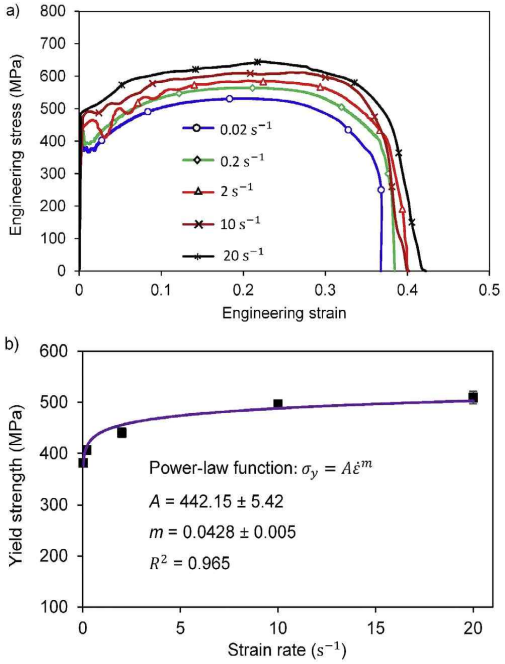


Fig. 14. Dynamic tensile test results: a) Engineering stress-strain curves achieved from dynamic tension experiments at different test speeds from 1 mm/s to 1000 mm/s. b) Estimation of strain rate effects on the yield strength using a power-law function.

−1.91%. The consistency of the strain rate sensitivity results obtained from three methods, such as the CSR indentation, creep indentation and dynamic tension experiments demonstrates that the reported SRS values of the present study are reliable.

5.1.2. Relationship between the indentation strain rate and uniaxial strain rate

The correlation between the indentation strain rate ($\dot{\varepsilon}_I$) and uniaxial strain rate ($\dot{\epsilon}$) has not been clearly constructed. Therefore, in the present study, this correlation was discovered based on the assumptions as follows: Firstly, the relation of hardness and the yield strength is constructed based on Tabor's coefficient as $C_1 = H/\sigma_y$ where C_1 is extracted from the hardness and yield strength values reported in Pham's study [18]. Secondly, the correlation between indentation strain rate and uniaxial strain rate is assumed to be linear as:

$$\dot{\epsilon} = C_2\dot{\varepsilon}_I \quad (14)$$

By combining Eqs. (13) and (14), and Tabor' ratio, the coefficient C_2 relating these two strain rates can be extracted as:

$$C_2 = \sqrt[m]{\frac{H}{C_1 A\dot{\varepsilon}_I^m}} \quad (15)$$

From the corresponding indenting hardness to indentation strain rate data obtained using the nondestructive indentation CSR experiments, the plot of logarithmic function of hardness versus indentation had been used to estimate the coefficient C_2 as shown in Fig. 15.

It can be observed from Fig. 15 that an average of 0.15 was taken as the value of coefficient C_2 with a high fitting parameter,

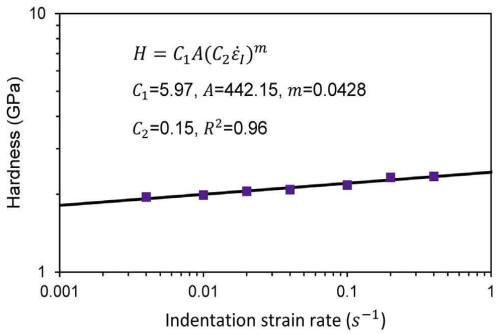


Fig. 15. Estimation of coefficient relating to the linear correlation between indentation strain rate and tensile strain rate.

R-square of 0.965. This value is appropriately obtained from three series of the nondestructive indentation experiments.

5.1.3. Indentation strain rate effects on the yield strength

Based on the yield strength values at different indentation strain rates of 0.004–0.2 s^{-1}, the correlation between yield strength and strain rate is constructed and shown in Figs. 9 and 10. In this study, a power-law function is used to describe the correlation between yield strength and indentation strain rate and expressed as follows:

$$\sigma_y = AC_2^m\dot{\varepsilon}_I^m \tag{16}$$

It can be observed from Fig. 16 that the proposed equation describes the correlation between the yield strength and the strain rate with the R-square value of 0.99. As reported in Pham's study [18], the average yield strength value of 339.4 MPa was obtained at a constant indentation strain rate of 0.03 s^{-1}, whereas the yield strength of 352.50 MPa was obtained using Eq. (16) at a corresponding strain rate. Thus, the results from the present study are consistent with Pham's study [18] with a relative error of +3.86%.

To demonstrate the indentation strain rate effects on yield strength investigated using the nondestructive indentation technique to be reliable, the dynamic tensile tests were performed at different strain rates. Moreover, the correlation between both indentation and uniaxial strain rates was discovered, and the coefficient C_2 of 0.15 was well obtained. Therefore, these effects of indentation strain rate on the yield strength using indentation experiment were verified with the dynamic tensile test result as shown in Fig. 16. It can be observed that the results of the present study not only are in good agreement with the quasi-static and dynamic tensile test results, but also are consistent with the result reported in Pham's study [18]. The results also indicate that the proposed equation properly expresses the correlation between yield strength and the indentation strain rate with the relative error between the dynamic tensile test result and proposed equation is less than 5%. Using the nondestructive indentation technique combining with the reversed algorithm to investigate the indentation strain rate effect on the yield strength is more efficient and economical than the traditional time consuming tensile and compressive experiments. The strain rate effects on the yield strength can be directly investigated based on the indentation parameters extracted from the corresponding load-displacement curves.

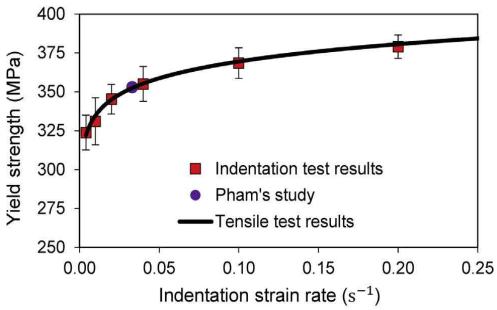


Fig. 16. Comparison of the strain rate effect on the yield strength using indentation and tension experiments.

5.1.4. Strain rate effects on the indentation shear stress

Indentation shear stress is an important component of stress state, and therefore, it is necessary to explore the effect of strain rate on the indentation shear stress. The indentation shear stress is determined based on the yield strength value and is expressed as:

$$\tau_{Indentation} = \frac{\sigma_y}{\sqrt{3}} \tag{17}$$

Fig. 17 presents the plot of indentation shear stress versus the loading strain rate, and this correlation is described by the following equation as:

$$\tau_{Indentation} = \frac{AC_2^m}{\sqrt{3}}\dot{\varepsilon}_I^m \tag{18}$$

Eq. (18) allows estimating the indentation shear stress based on the strain rate from 0.004 s^{-1} to 0.2 s^{-1}, not only appropriately describes the shear stress-strain rate correlation, but also provides an acceptable value of estimated shear stress. In earlier works, the indentation shear stress can be calculated based on the hardness value and the hardness-yield strength ratio, which is extracted from the correlation between hardness and yield strength [27]. The hardness-yield strength ratio, C_1, can be determined using Eq. (19) as follows:

$$\sigma_y = \frac{H}{C_1} \tag{19}$$

$$\tau_{Indentation} = \frac{H}{C_1\sqrt{3}} \tag{20}$$

where H is determined based on the indentation test, and σ_y can be obtained by using the tensile test. The hardness-yield strength ratio

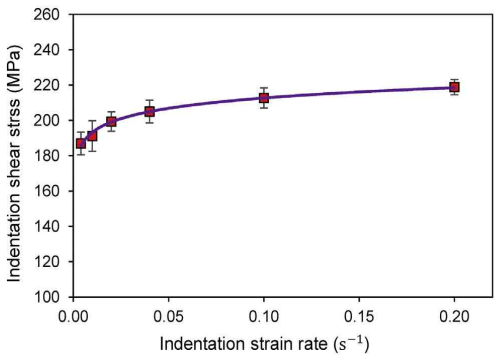


Fig. 17. Indentation shear stress-strain rate correlation.

(C_1), depends on the elastic modulus-yield strength ratio. Then based on the correlation between the yield strength and shear stress, the shear stress can be obtained using Eq. (20). It can be seen that the present study provides a method that allows the determination of the effect of the strain rate on the indentation shear stress without considering the hardness values and the correlation between hardness and yield strength. According to Eq. (18), the shear stress can be well estimated at various strain rates from 0.004 s^{-1} to 0.2 s^{-1} using the indentation parameters that are extracted from the corresponding indenting load to displacement curves of nano-hardness tests.

5.2. Relationship between yield strength and hardness

Based on the yield strength and hardness values at different strain rates of 0.004–0.2 s^{-1}, the correlation between hardness and yield strength are constructed and shown in Fig. 18.

In the earlier works, the correlation between hardness and yield strength was constructed using the results obtained from tensile and indentation experiments, in which hardness was obtained from the indentation experiment, and yield strength was obtained from tensile experiment [27–29]. In these studies, several types of functions were used to describe the hardness-yield strength correlation [27,28].

In this study, the relationship between hardness and yield strength is constructed based on the indentation parameters, which are extracted from the indentation loading, unloading curves without using the results from tensile tests. Therefore, this approach could save the cost for preparing tensile specimens as well as the testing time. In this study, the linear function is proposed for fitting the yield strength-hardness relationship with a good parameter of R-square and described as follows:

$$\sigma_y = eH + f \tag{21}$$

where e of 0.18 and f of −5.42 are the dependent material constants. Eq. (21) allows estimating the yield strength based on the hardness values at the respective strain rate of 0.004–0.2 s^{-1}.

5.3. Modified method considering the uncertain contact stiffness

The plastic properties obtained using the previous method are incorrect at high strain rates due to uncertain contact stiffness. Thus, it is necessary to apply the modified method for improving the accuracy of determination of plastic properties of structural steel. The results are shown in Figs. 19 and 20.

Fig. 19 exhibits the relationship between yield strength and the indentation strain rate after applying the modified method at high indentation strain rates. The results indicated that the yield strength value at high strain rate indentation of 0.4 s^{-1} is adjusted

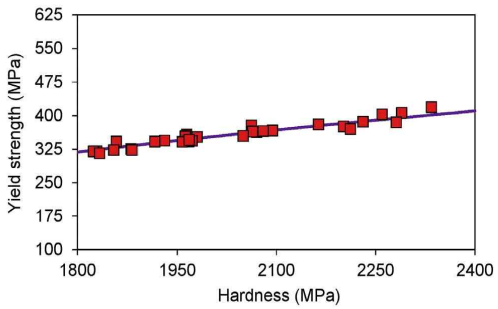


Fig. 18. Relationship between hardness and yield strength.

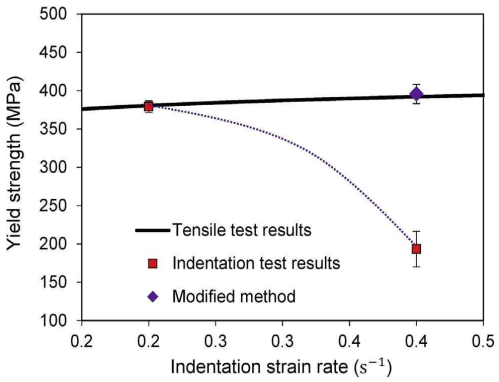


Fig. 19. Comparison of the yield strength value obtained using the previous and modified methods at high indentation strain rates.

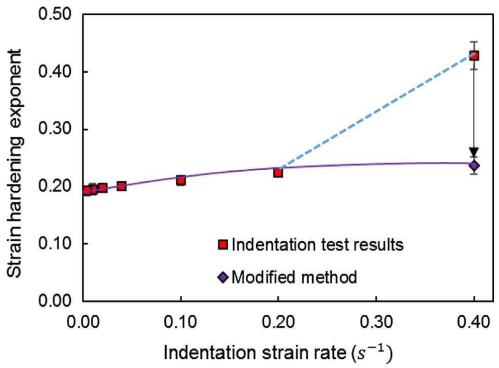


Fig. 20. Comparison of the strain hardening exponent value obtained using the previous and modified methods at high indentation strain rates.

from 193.34 MPa using the previous method to 395.73 MPa using the modified method. The values of yield strength obtained from the modified method strongly agree with the general trend reported in the earlier works [11,12], whereas the values from the previous method at high strain rate indentation are radically different with the values at lower strain rates. Fig. 20 presents the relationship between the strain hardening exponent and the strain rate after applying the modified method. The increasing strain hardening exponent value trend is consistent with the results in the literature [12]. The strain hardening exponent is adjusted from 0.428 by using the previous method to 0.24 by applying the modified method.

To validate this proposed method, the comparison of the yield strength values obtained using the proposed method and uniaxial tensile test was constructed as shown in Fig. 19. It can be seen that the yield strength values at high strain rate indentation obtained using the tensile test results and the modified method are 391.99 MPa and 395.73 MPa, respectively. The relative error of yield strength values obtained from the proposed method and the tensile test results is +0.96%. It is evident that the yield strength values obtained from the modified method agree well with the dynamic tensile test result and the general trend reported in the earlier works [11,12], whereas the yield strength values obtained from the previous method are quite different from the dynamic tensile test and the general trend. The consistent results obtained

from the modified method, therefore, lends assurance to the accuracy and reliability of this modified method.

6. Conclusions

In this study, indentation technique was used to explore the strain rate effects on mechanical properties of structural steel. For these purposes, nanoindentation experiments were performed for SM490 steel at the strain rate range of 0.004–0.4 s^{-1}. Dynamic tensile tests were also performed at different strain rates to demonstrate that strain rate effects on hardness and yield strength investigated by using indentation are reliable. The results showed that the indentation strain rate effect on hardness was significant and distinguishable. The strain rate sensitivity (SRS) obtained from constant strain rate and creep indentation experiments were 0.042 ± 0.003 and 0.004 ± 0.0013, respectively. These SRS values were in good agreement with the values obtained from dynamic tensile tests. The results clearly showed higher yield strength (σ_y) for higher strain rate condition. Work hardening (n) increased as indentation strain rate increased. The results of σ_y and n from indentation experiment strongly agreed with the results from the dynamic tensile tests. The relationship between the indentation strain rate ($\dot{\varepsilon}_i$) and uniaxial strain rate ($\dot{\epsilon}$) was proposed and described by using a linear function as $\dot{\epsilon} = 0.15\dot{\varepsilon}_i$. The correlation between the hardness and the yield strength was investigated. A modified method was proposed to determine the plastic properties considering the uncertain contact stiffness at high indentation strain rates. The value of σ_y from the modified method compared to the value from dynamic tensile test was reasonable.

Acknowledgment

This research was supported by a Grant (17CTAP-C129914-01) from Technology Advancement Research Program (TARP) funded by Ministry of Land, Infrastructure and Transport of Korean government.

References

[1] B. Riccardi, R. Montanari, L.F. Moreschi, A. Sili, S. Storai, Mechanical characterisation of fusion materials by indentation test, Fusion Eng. Des. 58–59 (2001) 755–759.
[2] W.C. Oliver, G.M. Pharr, An improved technique for determining hardness and elastic-modulus using load and displacement sensing indentation experiments, J. Mater. Res. 7 (1992) 1564–1583.
[3] G.M. Pharr, Measurement of mechanical properties by ultra-low load indentation, Mater. Sci. Eng. A 253 (1998) 151–159.
[4] J.J. Kim, T.H. Pham, S.E. Kim, Instrumented indentation testing and FE analysis for investigation of mechanical properties in structural steel weld zone, Int. J. Mech. Sci. 103 (2015) 265–274.
[5] T.H. Pham, S.E. Kim, Characteristics of microstructural phases relevant to the mechanical properties in structural steel weld zone studied by using indentation, Constr. Build. Mater. 155 (2017) 176–186.
[6] H. Lee, V. Vimonsatit, P. Chindaprasirt, Mechanical and micromechanical properties of alkali activated fly-ash cement based on nano-indentation, Constr. Build. Mater. 107 (2016) 95–102.
[7] T.H. Pham, S.E. Kim, Determination of mechanical properties in SM490 steel weld zone using nanoindentation and FE analysis, J. Constr. Steel Res. 114 (2015) 314–324.
[8] Y. Ma, G. Ye, J. Hu, Micro-mechanical properties of alkali-activated fly ash evaluated by nanoindentation, Constr. Build. Mater. 147 (2017) 407–416.
[9] Q. Wei, Strain rate effects in the ultrafine grain and nanocrystalline regimes-influence on some constitutive responses, J. Mater. Sci. 42 (2007) 1709–1727.
[10] N.Q. Chinh, P. Szommer, Mathematical description of indentation creep and its applicationfor the determination of strain rate sensitivity, Mater. Sci. Eng. A 611 (2014) 333–336.
[11] N. NagarajaRao, M. Lohrmann, L. Tall, Effect of strain rate on the yield stress of structural steel, ASTM J. Mater. 1 (1966).
[12] R. Kasada, D. Ishii, M. Ando, H. Tanigawa, M. Ohata, S. Konishi, Dynamic tensile properties of reduced-activation ferritic steel F82H, Fusion Eng. Des. 100 (2015) 146–151.
[13] N.Q. Chinh, T. Csanádi, T. Győri, R.Z. Valiev, B.B. Straumal, M. Kawasaki, T.G. Langdon, Strain rate sensitivity studies in an ultrafine-grained Al – 30 wt.% Zn alloy using micro- and nanoindentation, Mater. Sci. Eng. A 543 (2012) 117–120.
[14] J.R. Cahoon, W.H. Broughton, A.R. Kutzak, The determination of yield strength from hardness measurements, Metall. Trans. 2 (1971) 1979–1983.
[15] S.V. Hainsworth, H.W. Chandler, T.F. Page, Analysis of nanoindentation load-displacement loading curves, J. Mater. Res. 11 (1996) 1987–1995.
[16] N.Q. Chinh, Gy. Horváth, Zs. Kovács, J. Lendvai, Characterization of plastic instability steps occurring in depth-sensing indentation tests, Mater. Sci. Eng. A 324 (2002) 219–224.
[17] N.Q. Chinh, J. Gubicza, Z.S. Kovács, J. Lendvai, Depth-sensing indentation tests in studying plastic instabilities, J. Mater. Res. 19 (2004) 31–45.
[18] T.H. Pham, J.J. Kim, S.E. Kim, Estimating constitutive equation of structural steel using indentation, Int. J. Mech. Sci. 90 (2015) 151–161.
[19] M. Dao, N. Chollacoop, K.J. Van Vliet, T.A. Venkatesh, S. Suresh, Computational modeling of the forward and reverse problems in instrumented sharp indentation, Acta Mater. 49 (2001) 3899–3918.
[20] J.L. Bucaille, S. Stauss, E. Felder, J. Michler, Determination of plastic properties of metals by instrumented indentation using different sharp indenters, Acta Mater. 51 (2003) 1663–1678.
[21] Y. Liu, X. Zhao, D. Wang, Determination of the plastic properties of materials treated by ultrasonic surface rolling process through instrumented indentation, Mater. Sci. Eng. A 600 (2014) 21–31.
[22] A.R. Hosseinzadeh, A.H. Mahmoudi, Determination of mechanical properties using sharp macro-indentation method and genertic algorithm, Mech. Mater. 114 (2017) 57–68.
[23] D. Chatfield, R. Rote, Strain rate effects on properties of high strength, low alloys steels, Soc. Autom. Eng. (1974). publication no.740177.
[24] M. Manjoine, Influence of rate of strain and temperature on yield stresses of mild steel, J. Appl. Mech. ASME 66 (1944). A-211-A-218.
[25] E8/E8M-13a ASTM, Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic, ASTM International, West Conshohocken, PA, 2013.
[26] J. Alkorta, J.M. Martínez-Esnaola, J.G. Sevillano, Critical examination of strain-rate sensitivity measurement by nanoindentation methods: application to severely deformed niobium, Acta Mater. 56 (2008) 884–893.
[27] J.T. Busby, M.C. Hash, G.S. Was, The relationship between hardness and yield stress in irradiated austenitic and ferritic steels, J. Nucl. Mater. 336 (2005) 267–278.
[28] J.D. Currey, K. Brear, Hardness, Young's modulus and yield stress in mammalian mineralized tissues, J. Mater. Sci. Mater. Med. 1 (1990) 14–20.
[29] E.J. Pavlina, C. Vantyne, Correlation of yield strength and tensile strength with hardness for steels, J. Mater. Eng. Perform. 17 (2008) 888–893.

4. Strain rate sensitivity behavior of a structural steel during low-cycle fatigue investigated using indentation(2018)

Materials Science & Engineering A 744 (2019) 490–499

Contents lists available at ScienceDirect

Materials Science & Engineering A

journal homepage: www.elsevier.com/locate/msea

Strain rate sensitivity behavior of a structural steel during low-cycle fatigue investigated using indentation

Ngoc-Vinh Nguyen[a], Thai-Hoan Pham[b], Seung-Eock Kim[c,*]

[a] Department of Civil and Environmental Engineering, Sejong University, 98 Gunja-dong, Gwangjin-gu, Seoul 05006, South Korea
[b] Department of Concrete Structures, National University of Civil Engineering, 55 Giai Phong, Hanoi, Vietnam
[c] Department of Civil and Environmental Engineering, Sejong University, 98 Gunja-dong, Gwangjin-gu, Seoul 05006, South Korea

ARTICLE INFO

Keywords:
Indentation
Low-cycle fatigue
Plastic properties
Strain rate sensitivity

ABSTRACT

In this study, a series of experiments consisting of low-cycle fatigue, constant loading rate indentation, creep indentation experiments, optical microscopy examination, and transmission electron microscopy were performed to investigate the strain rate sensitivity behavior of SS400 structural steel under cyclic loading conditions. 400 indentations were conducted in the displacement control mode at different strain rate indentations varied from $0.02\,s^{-1}$ to $0.2\,s^{-1}$ and the effects of strain rate indentation on mechanical properties were investigated on four fatigue failure specimens. An analytical method was used to estimate mechanical properties of the structural steel from the loading/unloading curves. The results indicated that the yield strength and the strain hardening exponent strongly depended on both the strain rate indentation and the strain amplitude. Yield strength and strain hardening exponent tended to increase when the strain amplitude increased. The strain rate sensitivity (SRS) was also determined from the yield strength and the creep indentation data, and the dependency of the strain rate sensitivity on the strain amplitude level was examined. The results showed that the strain rate sensitivity exhibited decrease almost linearly when the strain amplitude increased from 0.4% to 1.0%. The results of the present study were used to assess and understand the strain rate sensitivity behavior of SS400 structural steel during low-cycle fatigue.

1. Introduction

Structural steel has been extensively used in the construction of buildings, tunnels, bridges, oil rigs, automobiles, agricultural equipment, frames, and machinery parts, because of its favorable mechanical properties such as high toughness, strength, stiffness, and ductility [1–3]. It can also be easily cut, rolled, and turned into a variety of shapes without changing its composition and physical properties during the fabrication process. With high durability, energy dissipation capacity, and ductility, it is suitable for both static and seismic applications and the structures made from structural steel have a great ability to resist seismic loading. Due to these advantages, this material is an ideal choice for the construction of buildings by engineers and architects. Several researchers indicated that the mechanical properties of material depend on both the metallurgy factors and the service conditions consisting of environment, state of loading history, and temperature [4–6]. It has also been indicated that the service properties were observed to deteriorate progressively with the service time in the case of steel structures operating under alternating or dynamic loading conditions [7]. This degradation of the local mechanical properties of the material caused by the alternating loading or the dynamic loading was called fatigue damage, which highly influences the service-safety of the steel structures or their components [8]. This phenomenon has made it necessary to investigate the influences of the fatigue damage on the mechanical properties of the material, which include elastic modulus, yield strength, and the strain hardening exponent. However, according to the knowledge of the authors, systematic studies to characterize the strain rate-dependent behaviors of mechanical properties as well as to investigate the strain rate sensitivity behavior of structural steel under low-cycle fatigue loading have not been well established. Strain rate sensitivity, which exhibits the influence of strain rate on mechanical properties, in conjunction with yield strength and strain hardening exponent are the important material input data in both the static and dynamic structural analyses as well as in the engineering designs of steel structures. Therefore, it is important to have a comprehensive study on the variation in the plastic properties as well as the strain rate sensitivity behavior of structural steel subjected to low-cycle fatigue loadings.

* Corresponding author.
E-mail address: sekim@sejong.ac.kr (S.-E. Kim).

https://doi.org/10.1016/j.msea.2018.12.025
Received 19 April 2018; Received in revised form 7 December 2018; Accepted 7 December 2018
Available online 08 December 2018
0921-5093/ © 2018 Elsevier B.V. All rights reserved.

The sharp instrumented indentation experiment (IIE) has been regarded as the proposing method for determining the material properties at both micro- and nano-scales [9–12]. The usage of the nondestructive indentation experiment in the estimation of material properties is more useful and economical compared with the traditional compressive and tensile loading experiments. For instance, the IIE can be used to study the microstructure as well as to estimate the elastic and plastic properties of the material, such as fracture toughness, hardness, yield stress, and strain hardening exponent [13–16]. Thus, the IIE is a good choice to replace the traditional loading compressive and tensile experiments in the determination of the material properties, especially for a specimen in microscale that is too small for griping during the uniaxial testing [17]. Recently, the IIE was conducted to investigate the effects of the low-cycle fatigue (LCF) on the static mechanical properties, the microstructure, and the fracture behavior of 304 stainless steel [6]. Ye et al. [18] has also used the depth-sensing indentation technique to determine the fatigue mesoscopic mechanical properties of an austenitic stainless steel. The research indicated that as strain amplitude increased, the average density of the dislocation tends to increase due to the reduction of the dislocation cell size, resulting in the increase of the yield strength of the material. Pham and Kim [8] have reported the effects of LCF loading on mechanical properties and the microstructure of a structural steel weld-zone using the IIE. The results showed that as the strain amplitude level increased, both yield strength and strain hardening exponent exhibited increasing characteristics in base metal and decreasing characteristics in the weld metal region. While the yield strength in the heat-affected zone increased, the strain hardening exponent in this region is almost unchanged when the strain amplitude level increased. Besides, the IIE has also been demonstrated to be an appropriate approach to investigate the dependence of the plastic properties on the loading conditions as well as to determine strain rate sensitivity values of structural steel [19].

The aim of this study is to investigate the strain rate sensitivity behavior, which is an indication of strain rate effect on the mechanical properties, subjected to the LCF loading of SS400 structural steel using the IIE. A series of experiments, which include optical microscopy examination, low-cycle fatigue, constant loading rate, and creep indentation experiments, were performed on room temperature. The influences of loading conditions on loading/unloading curves and mechanical properties of four fatigue failure samples were examined, and the strain rate sensitivity behavior of SS400 structural steel under the LCF loading was investigated.

2. Methods

2.1. Determination of the basic mechanical properties from the loading/unloading curve

Fig. 1 shows a typical loading/unloading curve obtained from a constant loading rate indentation experiment. According to the loading curve, the power-law function, $P = Ch^k$, where C is the loading curvature, h is the indentation penetration depth, and the exponent index k is in the range of 1.5–2.0, is normally used to precisely describe this part. In this study, the values of $k = 2$ is utilized to describe the loading part in order to reduce the complexity but still achieve the enough accuracy in the sharp indentation analysis as demonstrated in the literature [16,20–26]. The unloading force P_u is depicted by a power-law function as $P_u = B(h - h_r)^m$, where h_r is the final depth, B and m are the constant factors [9]. From the indentation responses, indentation parameters including the maximum displacement h_m, the maximum applied load P_m, the loading curvature C, contact stiffness S, contact depth h_c, and final depth h_f can be directly determined. The contact area A_c, indentation hardness H, and elastic modulus E can then be estimated using Eqs. (1), (2), and (3), respectively [9].

$$A_c = 24.5h_c^2 \tag{1}$$

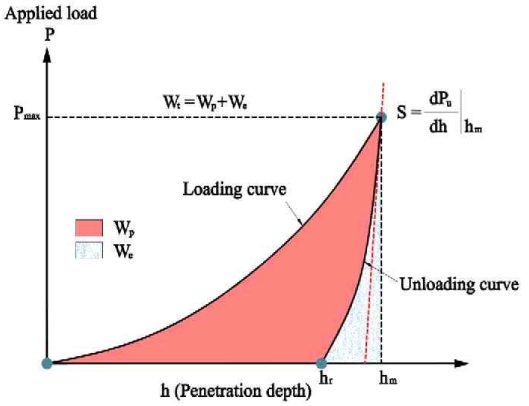


Fig. 1. A typical load-displacement curve (P-h) of the elastoplastic material after performing the indentation test.

$$H = \frac{P_m}{A_c} \tag{2}$$

$$E = (1-\vartheta^2)\left[\frac{1}{E_r} - \frac{1-\vartheta_i^2}{E_i}\right]^{-1} \tag{3}$$

In Eq. (3), E_r is reduced modulus, commonly calculated via the values of S and h_c as

$$E_r = \frac{\sqrt{\pi}S}{2\beta\sqrt{A_c}}. \tag{4}$$

Plastic properties of structural steel, including yield strength and the strain hardening exponent or work hardening, can be estimated from indentation parameters using a proposed reverse algorithm [22]. Once indentation parameters h_m, P_m, h_r, h_c, and S are measured, the contact area A_c and the reduced modulus E_r are calculated using Eqs. (1) and (4). The yield strength and strain hardening exponent can be estimated using two following dimensionless functions:

$$\frac{E_r^*}{\sigma_y} = \Pi_1 = \sum_{i=1}^{4}\sum_{j=1}^{4}\sum_{k=1}^{3}\left[a_{ijk}n^{j-i}\alpha^{k-1}\left(\frac{E_r}{C}\right)^{i-1}\right], \tag{5}$$

$$\frac{S}{E_r^* h_m} = \Pi_2 = \sum_{i=1}^{4}\sum_{j=1}^{4}\sum_{k=1}^{3}\left[b_{ijk}n^{j-i}\alpha^{k-1}ln\left(\frac{E_r}{\sigma_y}\right)^{i-1}\right], \tag{6}$$

where a_{ijk} and b_{ijk} are coefficients, and α represents the plastic plateau in the stress-strain curves of the structural steel [22].

2.2. Estimation of strain rate sensitivity

The strain rate sensitivity (SRS) shows an indication of strain rate indentation effects on mechanical properties of the material (*i.e.* indentation hardness or yield strength) [19]. The SRS for the tensile model (m_u) can be defined as the change in yield strength (σ_y) or tensile strength (σ_u) divided by the change in strain rate ($\dot{\varepsilon}_u$) as follows [27]:

$$m_u = \frac{\partial ln(\sigma_y)}{\partial \ln(\dot{\varepsilon}_u)}. \tag{7}$$

Although a reliable SRS value of materials can be easily obtained from tensile tests, performing the dynamic loading tensile tests at different strain rate levels is a time-consuming task and is uneconomical due to the high costs involved, leading to the extensive use of instrumented indentation testing in the estimation of the SRS values of materials [28–30]. For the nanoindentation technique, the SRS was defined as the change in yield strength or indentation hardness divided

Table 1
Chemical composition of SS400 structural steel (in wt%).

Material	C	Si	Mn	P	S	Al	Ca	Fe
SS400	0.05	0.037	0.46	0.013	0.002	0.044	0.0017	Balance

by the change in strain rate ($\dot{\varepsilon}$) as [28]

$$m_{indentation} = \frac{\partial \ln (H)}{\partial \ln (\dot{\varepsilon})}. \quad (8)$$

3. Experimental procedure

The investigated material is SS400 structural steel that has a chemical composition in the weight percent (wt%) as listed in Table 1. All the strain-controlled axial low-cycle fatigue tests were conducted on room temperature using the MTS fatigue machine. The tests were performed at several strain amplitudes levels named as LCF1 (strain amplitude ε_a of ± 0.4%), LCF2 (ε_a of ± 0.6%), LCF3 (ε_a of ± 0.8%), and LCF4 (ε_a of ± 1.0%) with the same constant strain rate of $1 \times 10^{-3}\,s^{-1}$. It is worth noting that the testing procedure and tension fatigue specimens were conducted following the ASTM standard [31].

The indentation specimens were directly cut out from the middle regions of the gauge portions of the fatigue failure specimens into rectangular plates using a water jet. These indented specimens were then put into the epoxy matrix molds and polished with several silicon carbide papers to achieve the smooth surfaces. This procedure required seven stages of fineness, where the last stage must be 40 nm, and the preparation of the indented specimens complied with the standard [32]. Continuous stiffness measurement (CSM) indentation tests were then carried out at room temperature on all the fatigue failure specimens. All the CSM constant loading rate experiments were performed in the displacement control mode with a maximum displacement of 2000 nm at different strain rate indentations varied from $0.002\,s^{-1}$ to $0.2\,s^{-1}$ without a holding time [33]. A Berkovich indenter made of an industrial diamond with an elastic modulus of 1140 GPa and Poison's ratio of 0.07 was used and at least 20 indentation tests were conducted for each strain rate indentation. In order to determine the strain rate sensitivity values of SS400 structural steel via the creep experimented data, creep indentations were also performed on room temperature at a constant loading/unloading rate of 300 mN/min with a maximum applied load of 190 mN. During these creep indentations, a holding time of 100 s was applied for all creep indentation tests. The indentation and low-cycle fatigue testing systems were shown in Fig. 2. Microstructures of the tested material were observed by performing transmission electron microscopy (TEM). Samples for TEM examination were obtained from the thin slices with 0.3 mm thickness, which were cut at a distance near the fracture surface. These thin slices were then electro-polished using the precision ion polishing system (PIPS). TEM examinations were carried out using a HITACHI HF-3300 transmission electron microscope.

4. Results

4.1. Microstructures evolution under low-cycle fatigue

Fig. 3 shows optical microscope images of SS400 steel at a strain amplitude level of 0.4% after polishing and performing the nano-hardness testing. It can be seen that the indentations were performed in a matrix with x- and y-spacing of 50 μm. Figs. 3b and 3c show the micrographs of an indentation with a larger magnification.

To understand the basic correlation between the failure microstructure and the strain amplitude-dependent behaviors of mechanical properties of SS400 steel, the dislocation structures of the fatigue failure samples at different strain amplitude levels were examined using a transmission electron microscopy. Fig. 4 shows the dislocation structure of the virgin specimen, and Figs. 5–7 present the most appeared characteristic microstructures in the deformed specimens after fracture at strain amplitude levels of 0.4%, 0.6%, and 1.0%, respectively. The initial microstructure includes the dislocation lines and the low density of dislocations can be observed in Fig. 4. At a low strain amplitude (ε_a = 0.4%), grains showed a progressive accumulation of dislocations and the majority of grains included the packet of dislocation debris and poorly developed cells with randomly arranged dislocations in the interior regions of the cells (see in Fig. 5). In many grains, the individual striations penetrated into the poorly developed cells resulting in the formation of the smaller cell structure.

At higher strain amplitude level (ε_a = 0.6%), the cyclic deformation led to the formation of the partially developed cells with irregularly arranged dislocations in the cell wall as can be seen in Fig. 6. The dislocation density within the partially developed cells is relatively higher than those observed at a strain amplitude of 0.4% (Fig. 6b). At the highest strain amplitude level (ε_a = 1.0%), the dislocation structures including the cells/sub-grains have been fully developed. The regions between the cells/sub-grains were almost dislocation free. Fig. 7b illustrates that dislocation density within the cells/sub-grains is higher than those observed in the deformed specimens at lower strain amplitudes (i.e. ε_a = 0.4% and ε_a = 0.6%). The further reduction of the dislocation cell size can be observed in Fig. 7, which is attributed to the appearance of the individual striations in the dislocation cells [18].

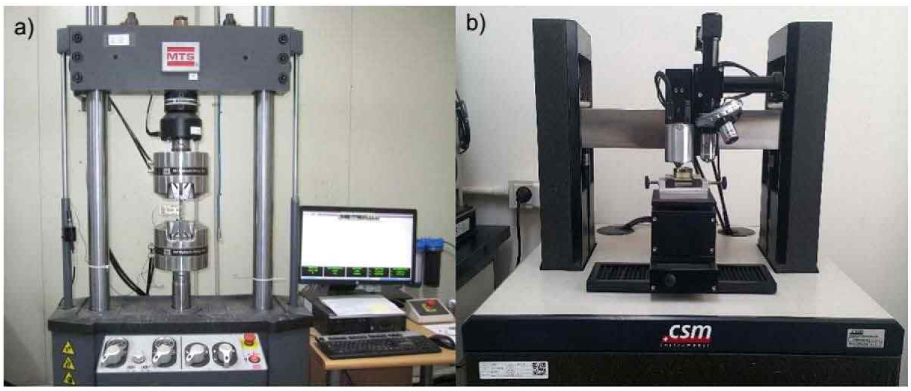


Fig. 2. (a) Low-cycle fatigue; (b) Instrument indentation testing systems.

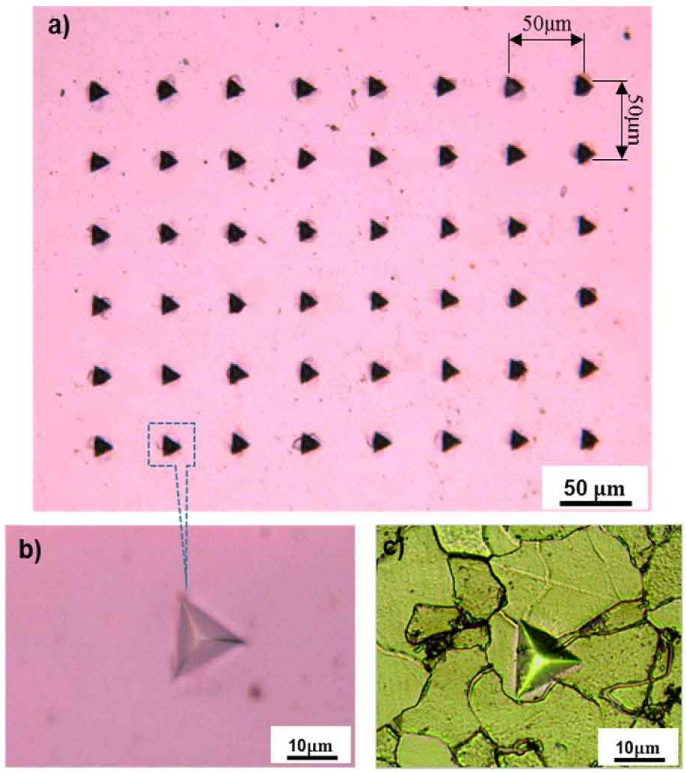


Fig. 3. (a) Optical micrograph of several indentations made on the tested SS400 steel at strain amplitude of 0.4%; (b) Larger magnification of the indentations; (c) Optical microscope image of an indentation after etching.

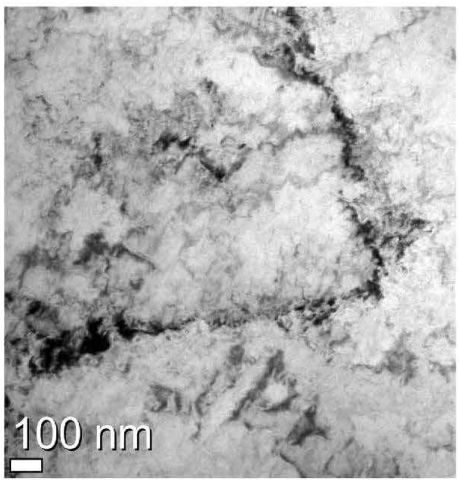


Fig. 4. Dislocation structure of the virgin specimen.

4.2. Indentation responses at different strain amplitude fatigue levels

To examine the yield strength-strain rate relationship of the investigated material, at least 80 CSM indentations were performed at different strain rates ranging from 0.02 s^{-1} to 0.2 s^{-1} for each strain amplitude level. Fig. 8 shows the influences of the strain rate on the indentation curves for LCF1 (strain amplitude $\varepsilon_a = 0.4\%$), LCF2 ($\varepsilon_a = 0.6\%$), LCF3 ($\varepsilon_a = 0.8\%$), and LCF4 ($\varepsilon_a = 1.0\%$). It can be observed from Fig. 8 that strain rate indentation highly effects not only the magnitude but also the shape of the loading/unloading curves. Regarding the loading stage, while the maximum displacement was controlled to be constant for all indentations, when the strain rate level increased, the maximum applied load tended to increase leading to the increase of the loading curvature. From the indentation responses of four LCF levels presented in Fig. 8, the relationship of the loading curvature to the strain amplitude was constructed and shown in Fig. 9. The results showed higher loading curvature for higher strain amplitude level and the estimated values of C were almost linearly increase. The observation was highly consistent with the general trend reported in the previous work for SM490 structural steel [8,20].

4.3. Correlation of the plastic properties to the strain rate under LCF loading

From the indentation responses for four strain amplitude levels, the plastic properties including yield strength σ_y and the strain hardening exponent n were then achieved by performing an analytical method [22]. As a result, the strain rate-dependent behaviors of both yield strength and the strain hardening exponent were constructed as shown in Fig. 10, where each data point represents an average of ten values and the error bars are ± 1 standard deviation. It should be noted that the α values, which represent the plastic plateau stage of structural steel at four strain amplitude levels, were well estimated via the indentation experiment data and the help of finite element analysis [8]. The further

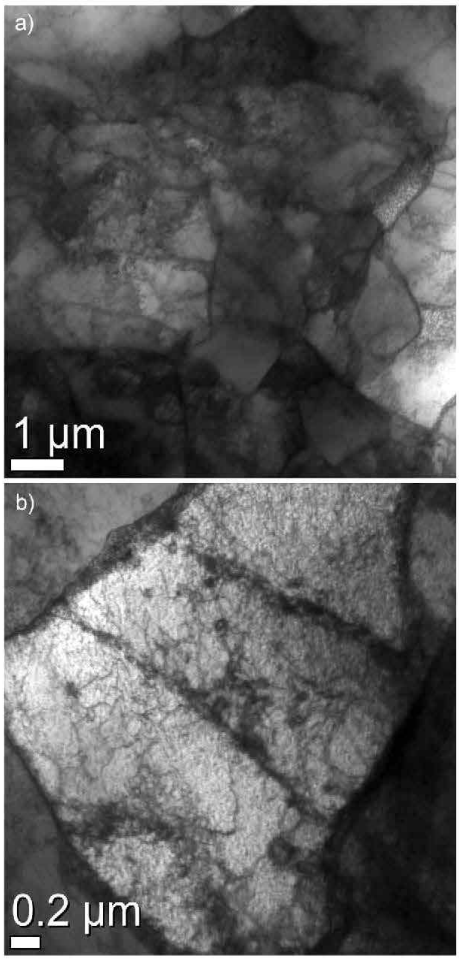


Fig. 5. Dislocation structures in the deformed specimen after fracture at $\varepsilon_a = 0.4\%$.

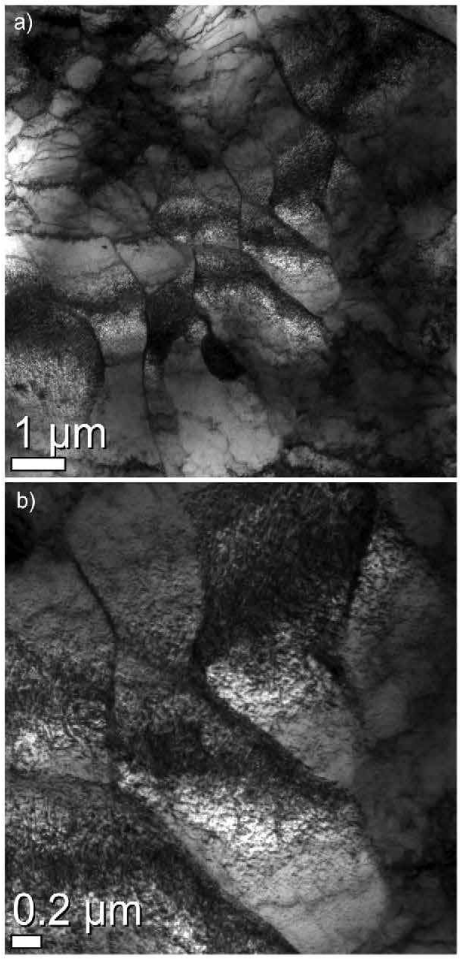


Fig. 6. Dislocation structures in the deformed specimen after fracture at $\varepsilon_a = 0.6\%$.

detail of the estimation of the α values for all the fatigue failure specimens (LCF1, LCF2, LCF3, and LCF4) can be found elsewhere [8].

As is seen in Fig. 10a, the yield strength tends to increase with the increasing strain rate indentation in the range of 0.02–0.2 s^{-1} for all the fatigue failure specimens. Furthermore, a higher strain hardening exponent under a higher strain rate indentation condition is also observed for all fatigue failure specimens, as can be seen in Fig. 10b. The present results of both the yield strength and the strain hardening exponent are highly consistent with the general trend reported for several types of structural steel in the literature [16,22,34–36].

The strain rate-dependent behavior of the yield strength was then utilized to investigate the strain rate sensitivity behavior during cyclic fatigue loading. The relationship between yield strength and indentation strain rate was generally described by a power-law function as [19,27,37–41]:

$$\sigma_y = a\dot{\varepsilon}^m, \tag{9}$$

where a is a material constant (MPa) and m is strain rate sensitivity. From the experimental data of yield strength at different strain rate levels (*i.e.* $\dot{\varepsilon} = 0.02s^{-1}$, $0.04s^{-1}$, $0.1s^{-1}$, and $0.2s^{-1}$) and corresponding strain amplitude levels (*i.e.* ε_a= 0.4%, 0.6%, 0.8%, and 1.0%), four power-law functions were well established from the regression analysis, as shown in Fig. 10a. It is revealed that Eq. (9) appropriately describes the relationship between yield strength and strain rate with a good regression parameter.

Fig. 11 shows the plot of yield strength versus the strain amplitude for four strain rate levels. The results showed that the yield strength increased almost linearly when the strain amplitude level increased in the range of 0.4–1.0%. The observation also demonstrated that the strain rate-dependent and the strain amplitude-dependent behaviors of yield strength were significant and distinguishable. In the earlier works, several authors investigated the variation in mechanical properties of several steel types subjected to cyclic loading [6,8,18, and 42]. These researches reported that yield strength not only exhibited the linear increase with the increasing number of straining cycles but also showed a slight increase when the strain amplitude increased from 0.4% to 2.0% in the stainless steel [6,18] and from 0.3% to 0.5% in a nickel-base superalloy [42]. In the case of the structural steel, Pham and Kim [8] reported that the values of yield strength linearly increase when the strain amplitude increases. Thus, the strain amplitude-dependent

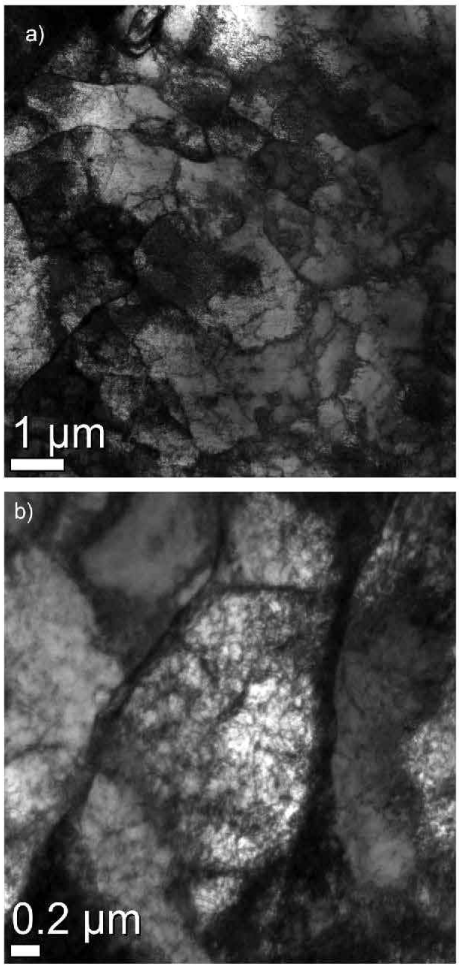


Fig. 7. Dislocation structures in the deformed specimen after fracture at $\varepsilon_a = 1.0\%$.

behaviors of the mechanical properties of SS400 structural steel are in good agreement with the general trend reported in several steel types in the literature [6,8,18,42].

4.4. Strain rate sensitivity behavior under strain amplitude fatigue conditions

In this section, the effects of the cyclic loading fatigue on strain rate sensitivity were investigated via the data of the yield strength at different strain rate indentation levels. The SRS values of SS400 structural steel can be calculated using two different methods. The first method calculates the SRS values from the data of yield strength using Eq. (9) and the second method was proposed by Alkorta et al. [43], which estimates the SRS values from the creep indentation responses using the following equation:

$$SRS = m \approx 2\frac{d\ln(h_{creep})}{d\ln(t_{creep})}, \tag{10}$$

which can be derived as

$$2\ln(h_{creep}) = m\ln(t_{creep}) + D, \tag{11}$$

where D is constant and h_{creep} is the indentation creep displacement that is described by the power-law function of time (t_{creep}). Alternatively, an average value of SRS within a certain time interval from t_1 to t_2 can be obtained as follows:

$$SRS = m \approx 2\frac{\Delta\ln(h_{creep})}{\Delta\ln(t_{creep})} = 2\frac{\ln(h_2/h_1)}{d\ln(t_2/t_1)}, \tag{12}$$

where h_1 and h_2 are the creep displacements at t_1 and t_2, respectively. Further details of this method can be found elsewhere [19,43]. In this study, creep indentation tests were conducted on room temperature under a loading/unloading rate of 300 mN/min with a holding time of 100 s. From the displacement-time history, the relationship between creep displacement and time can be obtained. Thus, the SRS value is easily obtained by fitting the $2\ln(h_{creep}) - \ln(t_{creep})$ curve using Eq. (11) as shown in Fig. 12. It should be noted that the symbols P_1, P_2, and P_3 in Fig. 12 are the fitting equations for the indentation point 1, point 2, and point 3, respectively. The SRS results calculated using Eq. (9) are shown in Fig. 10a. The values obtained from the creep model are presented in Fig. 12, and Table 2 shows the comparison of the values calculated from these two methods. It is visible in Table 2 that the SRS values obtained from the creep indentation tests are in good agreement with those estimated via the values of the experimented yield strength with relative errors from −7.15–5.08% for all fatigue failure specimens. It is worth noting that the slight difference between SRS values estimated from the constant loading rate at different strain rate indentations and via the creep indentation data may be attributed to the stress states that were used for estimating the SRS values are substantially different from each other [44]. However, it was recognized that the creep indentation response (*i.e.* the holding stage) slightly depended on the holding time, which was used to perform the creep indentation testing [45]. Additionally, the strain rate indentation highly effected the creep displacement response of the indentation testing [46], resulting in the variation of the SRS values. Although the creep indentation method can provide reliable results as presented in Fig. 12 and Table 2, this method might not guarantee high accuracy in the determination of the SRS values due to the effects of both the applied holding time and the strain rate indentation on the creep displacement responses. Therefore, it is suggested that the constant loading rate method should be used in the estimation of the SRS values of structural steel to ensure high accuracy and the reliability of the indentation testing.

The strain rate sensitivity behavior under cyclic loading was investigated as shown in Fig. 13, where each data point represents an average SRS value and the error bars are ± 1 standard deviation. The results indicated that the SRS values strongly depended on the strain amplitude levels and tended to decrease as the strain amplitude increased from 0.4% to 1.0%. The SRS-strain amplitude relationship can be described using a linear function as, $SRS = -0.0333\varepsilon_a + 0.059$, with a good regression parameter as presented in Fig. 13. It was observed that the yield strength behavior during the indentation process under low-cycle fatigue was quite different compared with the strain rate sensitivity behavior. The yield strength tended to increase when the strain amplitude increased, whereas the strain rate sensitivity exhibited decrease almost linearly.

To ensure the accuracy of the obtained SRS results with the general trend reported for structural steel in the literature, the SRS values at different strain amplitude levels were compared with the values obtained from generally accepted methods, such as the dynamic loading tensile or the compressive tests, for several types of structural steel [27,37–41]. As indicated in [27], the SRS is considered as a function of the specified minimum yield strength, so a comprehensive plot of the strain rate sensitivity and the yield strength was employed as shown in Fig. 14, where the specified minimum yield strength values were estimated at a corresponding strain rate of 0.001 s^{-1}. It is visible in this figure that the SRS value tends to decrease as the specified minimum

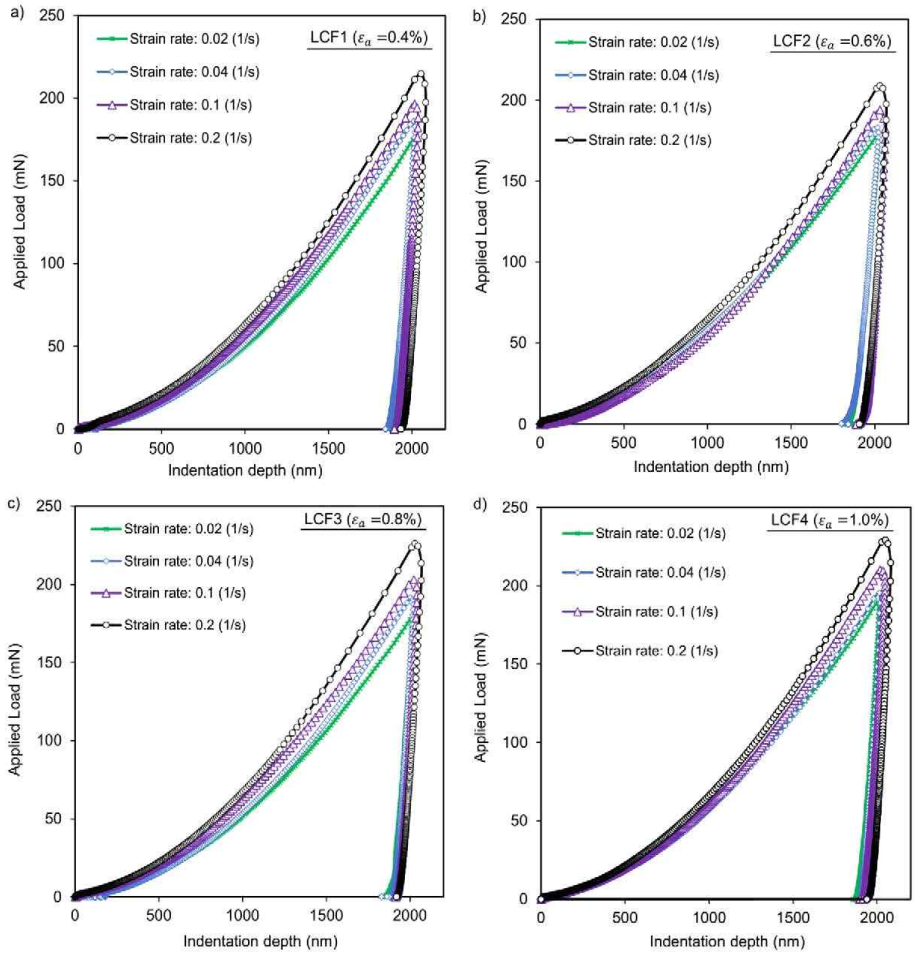


Fig. 8. Load-displacement curves at different strain rate indentations for (a) ε_a of 0.4%, (b) ε_a of 0.6%, (c) ε_a of 0.8%, (d) ε_a of 1.0%.

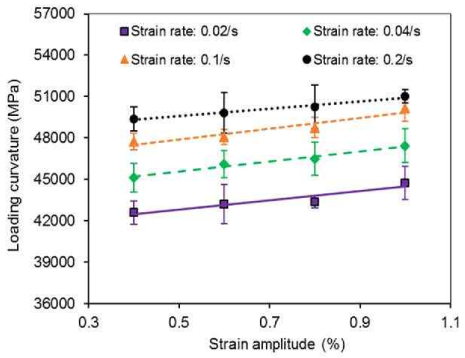


Fig. 9. Strain amplitude effects on the loading curvature at different strain rate indentation levels.

yield strength increases [27] and the SRS results in the present study are in good agreement with the general trend reported for several similar types of the structural steel in the literature [27,37–41]. The consistency of the SRS values led to the confidence of the reliability and the accuracy of the results in the present study.

5. Discussion

The micromechanisms responsible for the strain amplitude-dependent behaviors of yield strength, strain hardening exponent, and strain rate sensitivity of SS400 structural steel during the low-cycle fatigue conditions in this study may be attributed to the microstructure evolution under the fatigue deformation. As was pointed out in [8,42,47,48], during the cyclic loading condition, the plastic deformation generates a large number of dislocations or line defects consisting of dislocation precipitate interaction (precipitation strengthening), dislocation-dislocation interaction (working hardening), and surface defects (grain boundary). Generally, the relationship between the dislocation density (ρ) and the mean cell diameter (d) for materials that have a low-stacking fault energy can be described as $d = K/\sqrt{\rho}$, where K is a constant factor [49,50]. Moreover, the flow stress (σ) can be described as a function of the dislocation density [17,45,51–53]:

$$\sigma = \alpha\mu b\sqrt{\rho}, \tag{13}$$

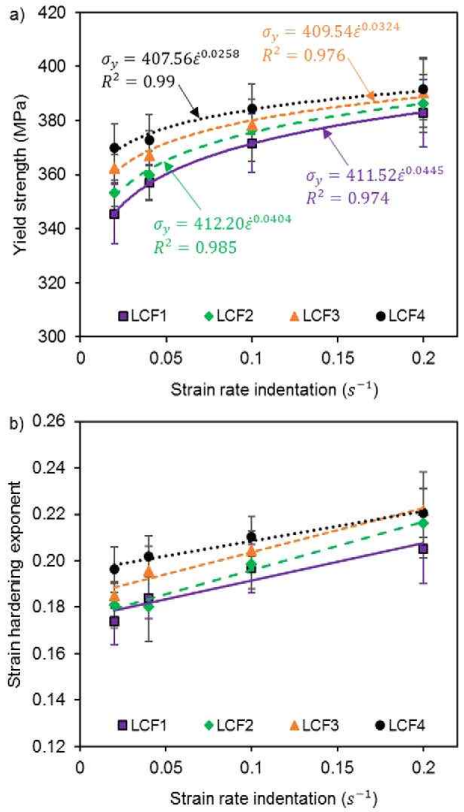


Fig. 10. Strain rate indentation effects on plastic properties at strain amplitude level of 0.4%: (a) Yield strength, (b) Strain hardening exponent.

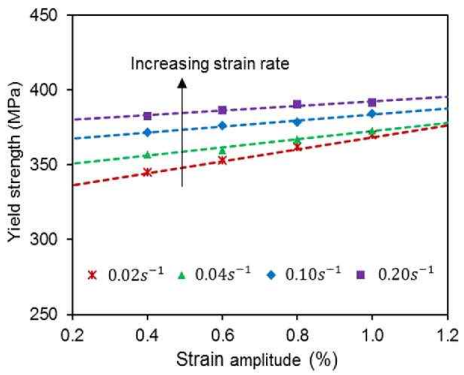


Fig. 11. Low-cycle fatigue loading effect on the yield strength at different strain rate indentation.

where α, μ, and b are a constant factor, a shear modulus, and a Burgers vector, respectively [51]. As a result, the flow stress-the mean cell size relationship can be expressed by the following equation:

$$\sigma = \alpha\mu b\sqrt{\rho} = \frac{\alpha\mu bK}{d}. \tag{14}$$

Eq. (14) indicates that the flow stress is inversely proportional to the mean cell size due to the fact that α, μ, b and K are constant for a given material. It should be noted that all indentations are performed in the displacement control mode with a maximum displacement of 2000 nm corresponding to the indentation size of 15 μm (Fig. 3), while the dislocation cells have a majority of sizes in the range of 0.5–2.5 μm as presented in Figs. 5–7. As a result, the mechanical properties and the indentation responses from the present indentation tests are the mean values, since the indentations penetrate many dislocation cells. Accordingly, it can be deduced from the theory of Holt [50], the strain gradient model [51], and the microstructure evolution presented in Figs. 5–7 that the dislocation density tends to increase as the strain amplitude increases due to the progressive reduction of the mean cell size, leading to the increase of the flow stress, the yield strength, and the indentation hardness [18].

The strain hardening in the material is attributed to the motions of dislocations, for example, the dislocations interact and impede with each other [18,54]. As previously mentioned, the plastic deformation generates numerous dislocations during cyclic loading. When subjected to shear forces, the dislocations travel from one layer of atoms to another with the increasing shear stress [8]. These dislocations impede and interact with each other, leading to the obstructions of the motions of dislocations. These obstructions are mainly caused by the grain boundaries, the movements of dislocations, gliding of dislocations (easy slip systems) upon other non-easy slip systems, and other defects. More force is then required to overcome the obstructions of the dislocations. With the increase in stress, the dislocations may transform to a new position at the initial point. Based on Holt's theory [50], Ye et al. [18] indicated that a given dislocation density materials that have a smaller cell size have higher friction stress for dislocation movements. Thus, the strain hardening exponent increases when the strain amplitude increases because of the reduction of the dislocation cell size, leading to the increase of friction stress for the motions of dislocations [18].

The SRS behavior of SS400 structural steel, which showed an almost linear decrease with the increasing strain amplitude level, is attributed to the change in the cell size under cyclic loading. Indeed, according to the indentation testing, the SRS can be expressed as a function of indentation hardness, strain rate indentation and activation volume (V^*) [44,45,55],

$$m = \frac{\partial lnH}{\partial ln\dot{\varepsilon}_I} = 3\sqrt{3}\frac{k_b T}{V^* H}, \tag{15}$$

where k_b and T are a Boltzmann's constant and the absolute temperature. Since hardness can be related to the flow stress of the material through Tabor's factor c as $H = c\sigma = \frac{\alpha\mu bcK}{d}$, the SRS can be expressed as a function of the cell size, i.e.

$$m = \frac{3\sqrt{3}k_b T}{\alpha\mu bcKV^*}d = k'd. \tag{16}$$

It is obvious that the SRS is proportional to the dislocation cell size due to the fact that the values of α, μ, b, k_b, c and V^* are positive and constant for a given material. This linear relationship of the SRS to the cell size is highly consistent with the general trend reported by Kashyap & Mukherjee [56] and Jia et al. [57] for several types of steel. Thus, it can be deduced from the microstructure evolution presented in Figs. 5–7 that with a further increase in the strain amplitude level, the mean size of the dislocation cell shows a progressive decrease, resulting in the decrease of the strain rate sensitivity of the tested material.

6. Conclusions

This study provides a systematic approach to investigate the strain rate-dependent behaviors of mechanical properties as well as the strain rate sensitivity behavior of SS400 structural steel subjected to low-cycle fatigue loadings. A series of experiments consisting of low-cycle fatigue, constant loading rate indentation, creep indentation experiments,

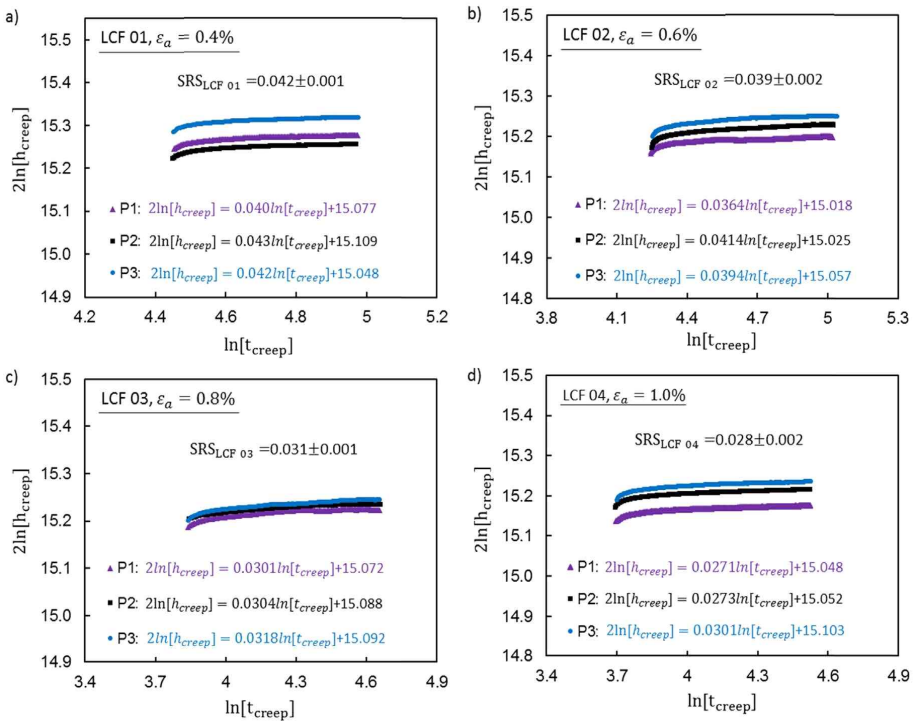


Fig. 12. Estimation of the strain rate sensitivity using creep indentation method: (a) LCF1 (ε_a = 0.4%); (b) LCF2 (ε_a = 0.6%); (c) LCF3 (ε_a = 0.8%); (d) LCF4 (ε_a = 1.0%).

Table 2
Comparison of strain rate sensitivity values obtained using constant loading rate and creep indentation experiments.

	Strain rate sensitivity (SRS)		
	Constant loading indentation	Creep indentation	Error (%)
LCF1	0.045	0.042	5.62%
LCF2	0.040	0.039	4.46%
LCF3	0.032	0.031	3.12%
LCF4	0.026	0.028	−7.15%

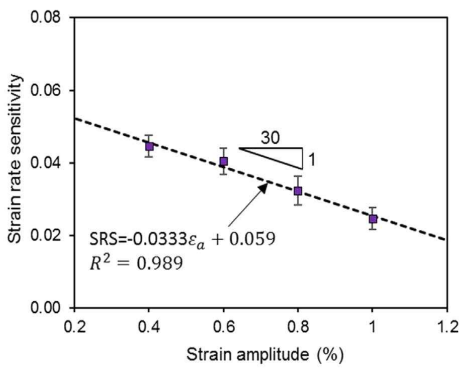


Fig. 13. Strain rate sensitivity of SS400 steel at several strain amplitude levels.

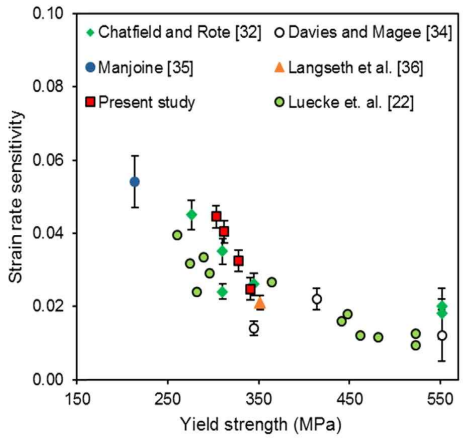


Fig. 14. Comparison of strain rate sensitivity of SS400 steel to values for structural steels from the literature.

optical microscopy examination and transmission electron microscopy were performed. The results indicated that the indentation response was highly sensitive to both the strain rate and strain amplitude conditions. For SS400 structural steel, not only the shape but also the magnitude of the loading/unloading curves changes significantly with the change in the strain rate and strain amplitude. The strain rate- and strain amplitude-dependent variations in the mechanical properties in the fatigue failure samples were observed. The results showed higher yield strength and strain hardening exponent for higher strain rate

condition. With increasing strain amplitudes, the loading curvature (C), yield strength (σ_y) and strain hardening exponent (n) exhibited increase almost linearly, whereas the strain rate sensitivity m tended to decrease. The formation of the cell structure in SS400 structural steel was observed when the strain amplitude level increased. The dislocation cell size showed a progressive decrease with the increase of strain amplitude. The strain amplitude-dependent behavior of the microstructures was in charge of the variation of the mechanical properties as well as the strain rate sensitivity of the investigated material. The increase of yield strength, strain hardening exponent and the decrease of strain rate sensitivity were attributed to the progressive decrease of the cell size when the magnitude of strain amplitude increased from 0.4% to 1.0%.

Acknowledgments

This research was supported by a grant (17CTAP-C129914-01) from the Technology Advancement Research Program (TARP) funded by the Ministry of Land, Infrastructure, and Transport of the Korean government.

References

[1] T.H. Pham, S.E. Kim, Determination of mechanical properties in SM490 steel weld zone using nanoindentation and FE analysis, J. Constr. Steel Res. 114 (2015) 314–324.
[2] T.H. Pham, S.E. Kim, Nanoindentation for investigation of microstructural compositions in SM490 steel weld zone, Constr. Steel Res. 110 (2015) 40–47.
[3] T.H. Pham, J.J. Kim, S.E. Kim, Estimation of microstructural compositions in the weld zone of structural steel using nanoindentation, J. Constr. Steel Res. 99 (2014) 121–128.
[4] H.E. Boyer, Atlas of Stress-Strain Curves, ASM International, Metal Park, Ohio, 1987.
[5] S. Wole, Mechanical Properties of Engineered Materials, Marcel Dekker, Inc, 2003.
[6] D. Ye, Y. Xu, L. Xiao, H. Cha, Effects of low-cycle fatigue on static mechanical properties, microstructures and fracture behavior of 304L stainless steel, Mater. Sci. Eng. A 527 (2010) 4092–4102.
[7] D. Ye, F. Mi, J. Liu, Y. Xu, Y. Chen, L. Xiao, Use of instrumented indentation testing to study local mechanical properties of 304L SS welded joints subjected to low-cycle fatigue loading, Mater. Sci. Eng. A 564 (2013) 76–84.
[8] T.H. Pham, S.E. Kim, Microstructure evolution and mechanical properties changes in the weld zone of a structural steel during low-cycle fatigue studied using instrumented indentation testing, Int. J. Mech. Sci. 114 (2016) 141–156.
[9] W.C. Oliver, G.M. Pharr, An improved technique for determining hardness and elastic-modulus using load and displacement sensing indentation experiments, J. Mater. Res. 7 (1992) 1564–1583.
[10] T.H. Pham, S.E. Kim, Characteristics of microstructural phases relevant to the mechanical properties in structural steel weld zone studied by using indentation, Constr. Build. Mater. 155 (2017) 176–186.
[11] Y. Ma, G. Ye, J. Hu, Micro-mechanical properties of alkali-activated fly ash evaluated by nanoindentation, Constr. Build. Mater. 147 (2017) 407–416.
[12] M.Q. Le, Material characterization by instrumented spherical indentation, Mech. Mater. 46 (2012) 42–56.
[13] S.H. Aboubakr, U.F. Kandil, M.M.R. Taha, Creep of epoxy– clay nanocomposite adhesive at the FRP interface: a multi-scale investigation, Int. J. Adhes. Adhes. 54 (2014) 1–12.
[14] J.J. Kim, T.H. Pham, S.E. Kim, Instrumented indentation testing and FE analysis for investigation of mechanical properties in structural steel weld zone, Int. J. Mech. Sci. 103 (2015) 265–274.
[15] T.H. Pham, Q.M. Pham, S.E. Kim, Identification of the plastic properties of structural steel using spherical indentation, Mater. Sci. Eng. A 711 (2017) 44–61.
[16] M. Dao, N. Chollacoop, K.J. Van Vliet, T.A. Venkatesh, S. Suresh, Computational modeling of the forward and reverse problems in instrumented sharp indentation, Acta Mater. 49 (2001) 3899–3918.
[17] R. Rodriguez, I. Gutierrez, Correlation between nanoindentation and tensile properties Influence of the indentation size effect, Mater. Sci. Eng. A 361 (2003) 377–384.
[18] D. Ye, S. Matsuoka, N. Nagashima, Determination of fatigue mesoscopic mechanical properties of an austenitic stainless steel using depth sensing indentation (DSI) technique, Mater. Sci. Eng. A 456 (2007) 120–129.
[19] N.V. Nguyen, T.H. Pham, S.E. Kim, Characterization of strain rate effects on the plastic properties of structural steel using nanoindentation, Constr. Build. Mater. 163 (2018) 305–314.
[20] J.L. Bucaille, S. Stauss, E. Felder, J. Michler, Determination of plastic properties of metals by instrumented indentation using different sharp indenters, Acta Mater. 51 (2003) 1663–1678.
[21] J.M. Antunes, J.V. Fernandes, L.F. Menezes, B.M. Chaparro, A new approach for reverse analyses in depth-sensing indentation using numerical simulation, Acta Mater. 55 (2007) 69–81.
[22] T.H. Pham, J.J. Kim, S.E. Kim, Estimating constitutive equation of structural steel using indentation, Int. J. Mech. Sci. 90 (2015) 151–161.
[23] M.Q. Le, Material characterization by dual sharp indenters, Int. J. Solids Struct. 46 (2009) 2988–2998.
[24] M.Q. Le, Improved reverse analysis for material characterization with dual sharp indenters, Int. J. Solids Struct. 48 (2011) 1600–1609.
[25] Y. Liu, X. Zhao, D. Wang, Determination of the plastic properties of materials treated by ultrasonic surface rolling process through instrumented indentation, Mater. Sci. Eng. A 600 (2014) 21–31.
[26] A.R. Hosseinzadeh, A.H. Mahmoudi, Determination of mechanical properties using sharp macro-indentation method and genetic algorithm, Mech. Mater. 114 (2017) 57–68.
[27] W.E. Luecke, J.D. McColskey, C.N. McCowan, S.W. Banovic, R.J. Fields, T. Foecke, T.A. Siewert, F.W. Gayle, Mechanical Properties of Structural Steels, National Institute of Standards and Technology, 2005.
[28] Q. Wei, Strain rate effects in the ultrafine grain and nanocrystalline regimes influence on some constitutive responses, J. Mater. Sci. 42 (2007) 1709–1727.
[29] Y. Liu, J. Hay, H. Wang, X. Zhang, A new method for reliable determination of strain-rate sensitivity of low-dimensional metallic materials by using nanoindentation, Scr. Mater. 77 (2014) 5–8.
[30] Y.C. Lu, G.P. Tandon, S. Putthanarat, G.A. Schoeppner, Nanoindentation strain rate sensitivity of thermo-oxidized PMR-15 polyimide, J. Mater. Sci. 44 (2009) 2119–2127.
[31] ASTM E606, Standard practice for strain-controlled fatigue testing, ASTM International, West Con-Scohocken, PA, 2013.
[32] ASTM E3-01, Standard Guide for Preparation of Metallographic Specimens, ASTM International, West Conshohocken, PA, 2007.
[33] A.E. Giannakopoulos, S. Suresh, Determination of elastoplastic properties by instrumented sharp indentation, Scr. Mater. 40 (1999) 1191–1198.
[34] N. Nagaraja Rao, M. Lohrmann, L. Tall, Effect of strain rate on the yield stress of structural steel, ASTM J. Mater 1 (1966).
[35] R. Kasada, D. Ishii, M. Ando, H. Tanigawa, M. Ohata, S. Konishi, Dynamic tensile properties of reduced-activation ferritic steel F82H, Fusion Eng. Des. 100 (2015) 146–151.
[36] H. Couque, R.J. Asaro, J. Duffy, S.H. Lee, Correlation of microstructure with dynamic and quasi-static fracture in a plain carbon steel, Met. Trans. A 19A (1988) 2179–2206.
[37] D. Chatfield, R. Rote, Strain rate effects on the properties of high strength, low alloy steels, Soc. Automot. Eng. (1974) (publication no. 740177).
[38] J.M. Krafft, A.M. Sullivan, On effects of carbon and manganese content and of grain size on the dynamic strength properties of mild steel, Trans. ASM 55 (1962) 101–118.
[39] R. Davies, C. Magee, The effect of strain rate upon the tensile deformation of materials, J. Eng. Mater. Tech. 97 (1975) 151–155.
[40] M.J. Manjoine, Influence of rate of strain and temperature on yield stresses of mild steel, Trans. ASM 66 (1962) A211–A218.
[41] M.U.S. Langseth, P.K. Lindholm, B. Larsen, Lian, Strain rate sensitivity of mild steel grade ST-52–3N, J. Eng. Mech. 117 (1991) 719–731.
[42] D. Ye, L. Xiao, H. Cha, P. Xu, Y. Xu, Use of instrument micro-indentation to study the mesoscopic elasto-plastic behavior of GH4145/SQ superalloy during high-temperature cyclic straining, Mater. Sci. Eng. A 528 (2011) 6825–6837.
[43] J. Alkorta, J.M. Martínez-Esnaola, J.G. Sevillano, Critical examination of strain rate sensitivity measurement by nanoindentation methods: application to severely deformed niobium, Acta Mater. 56 (2008) 884–893.
[44] I.C. Choi, Y.J. Kim, Y.M. Wang, U. Ramamurty, J.I. Jang, Nanoindentation behavior of nanotwinned Cu: influence of indenter angle on hardness, strain rate sensitivity and activation volume, Acta Mater. 61 (2013) 7313–7323.
[45] M. Haghshenas, A. Khalili, N. Ranganathan, On room-temperature nanoindentation response of an Al–Li–Cu alloy, Mater. Sci. Eng. A 673 (2016) 20–27.
[46] J. Hu, G. Sun, X. Zhang, G. Wang, Z. Jiang, S. Han, J. Zhang, J. Lian, Effects of loading strain rate and stacking fault energy on nanoindentation creep behaviors of nanocrystalline Cu, Ni-20wt%Fe and Ni, J. Alloy. Comp. 647 (2015) 670–680.
[47] D. Ye, H. Cha, L. Xiao, Y. Xu, A study of fatigue mesoscopic elasto-plastic properties of a nickel superalloy by instrumented microindentation measurements, J. Nucl. Mater. 420 (2012) 525–536.
[48] A. Plumtree, Correlation between microstructure and cyclic behavior, in: K.T. Rie (Ed.), Low Cycle Fatigue and Elasto-Plastic Behavior of Materials, Springer, Netherlands, 1987.
[49] M.R. Staker, D.L. Holt, The dislocation cell size and dislocation density in copper deformed at temperatures between 25 and 700°C, Acta Metall. 20 (1972) 569.
[50] D.L. Holt, Dislocation cell formation in metals, J. Appl. Phys. 41 (1970) 3197.
[51] W.D. Nix, H. Gao, Indentation size effects in crystalline materials: a law for strain gradient plasticity, J. Mech. Phys. Solids 46 (1998) 411–425.
[52] A. Prasitthipayong, S.J. Vachhani, S.J. Tumey, A.M. Minor, P. Hosemann, Indentation size effect in unirradiated and ion-irradiated 800H steel at high temperatures, Acta Mater. 144 (2018) 896–904.
[53] E.K. Arthur, E. Ampaw, M.G.Z. Kana, K.J. Akinluwade, A.R. Adetunji, O.O. Adewoye, W.O. Soboyejo, Indentation size effects in pack carbo-nitrided AISI 8620 steels, Mater. Sci. Eng. A 644 (2015) 347–357.
[54] H. Zhou, M. Huang, Strength of Metallic Materials, Science Press, Beijing, 1989 (in Chinese).
[55] C. Yan, R. Wang, Y. Wang, X. Wang, Z. Lin, G. Bai, Y. Zhang, Size effects in indentation measurements of Zr–1Nb–0.05Cu alloy, Mater. Sci. Eng. A 628 (2015) 50–55.
[56] B.P. Kashyap, A.K. Mukherjee, Investigation of grain growth and strain rate sensitivity if a superplastic microduplex steel at 1000°C, J. Mater. Sci. 18 (1983) 3299–3304.
[57] D. Jia, K.T. Ramesh, E. Ma, Effects of nanocrystalline and ultrafine grain sizes on the constitutive behavior and shear bands in iron, Acta Mater. 51 (2003) 3495–3509.

5. Methodology to extract constitutive equation at a strain rate level from indentation curves-pages(2018)

International Journal of Mechanical Sciences 152 (2019) 363–377

Contents lists available at ScienceDirect

International Journal of Mechanical Sciences

journal homepage: www.elsevier.com/locate/ijmecsci

Methodology to extract constitutive equation at a strain rate level from indentation curves

Ngoc-Vinh Nguyen [a], Jung J. Kim [b], Seung-Eock Kim [c,*]

[a] Department of Civil and Environmental Engineering, Sejong University, Seoul, South Korea
[b] Department of Civil Engineering, Kyungnam University, Changwon-si, South Korea
[c] Department of Civil and Environmental Engineering, Sejong University, 98 Gunja-dong, Gwangjin-gu, Seoul 05006, South Korea

ARTICLE INFO

Keywords:
Dimensional analysis
Finite element analysis
Plastic properties
Indentation
Strain rate effects

ABSTRACT

In this study, a methodology to determine constitutive equation at a strain rate level from indentation curves was proposed. The constitutive equation for structural steel consists of elastic modulus (E), yield strength (σ_y), work hardening (n), and a plastic property (α) that represents the plastic plateau stage of structural steel. Four dimensionless equations that show the basic relationship between constitutive parameters, strain rate, and the characteristics of the loading-unloading curve were established. A finite element model to simulate the indentation process was developed for the necessity of constructing four accurate dimensionless equations in the forms of third order polynomial equations. The proposed methodology was then used to determine constitutive equations at a strain rate level from indentation curves for SS400 and SM490 structural steel. The resultant constitutive equations were validated through loading tensile tests for SS400 and SM490 structural steel. Moreover, the proposed methodology was used to determine the strain rate sensitivity of SM490 steel via nanoindentation experiments.

1. Introduction

The nondestructive indentation method is generally used to determine the material properties at the submicron-scale [1–5]. This test is the most useful for the investigation of the microstructure as well as the determination of the elastic- and plastic properties, such as hardness (H), elastic modulus (E), yield strength (σ_y), and strain hardening exponent (n), compared with the traditional loading compressive and tensile tests. Due to the fact that indentation is a nondestructive experiment, the indentation specimen is repeatedly used leading to the savings cost and time for preparation of specimens. Thus, the indentation method is an excellent choice to replace the time-consuming methods, such as the loading tensile or compressive strength experiments, in the determination of material properties. To estimate H and E from the characteristics of the indentation curve, the most popular method is that proposed by Oliver and Pharr [2], while the other methods have been proposed for the estimation of plastic properties of steel based on the dimensional analysis [6–10].

Dimensional analysis has been widely known as a practical method that allows for the estimation of the constitutive equation of material from loading-unloading curves resulting from indentation experiments [7,8,10]. Based on this analysis, the basic correlation between the parameters from loading-unloading curves and constitutive parameters (i.e. elastic modulus, yield strength, work hardening of the indented materials) can be achieved. The constitutive equation of structural steel illustrated in Fig. 1 is described as follows:

$$\sigma = \begin{cases} E\varepsilon(\varepsilon \le \varepsilon_y) \\ \sigma_y(\varepsilon_y < \varepsilon < \varepsilon_{st}) \\ \sigma_y\left[1 + E(\varepsilon - \varepsilon_{st})/(\alpha\sigma_y)\right]^n(\varepsilon \ge \varepsilon_{st}) \end{cases} \quad (1)$$

where α is a plastic property representing for the plastic plateau stage and is defined as the ratio of the starting point of strain hardening (ε_{st}) to the yield strain (ε_y) [10].

To determine the constitutive equations at different strain rate levels, different methods can be used, such as tensile, compressive, and indentation tests [11–15]. Many researchers investigated the strain rate effects on the constitutive equation by using the traditional loading tensile and compressive tests, and these strain rate effects on yield strength can be described using the strain rate equation as

$$\sigma_y = c\dot{\varepsilon}^m = c\beta, \quad (2)$$

where c is constant, $\dot{\varepsilon}$ is a strain rate, m is a strain rate sensitivity, and β is a strain rate factor [11,12]. However, this approach performing the loading dynamic tensile test at different loading speeds is uneconomical because of the high cost involved. Another approach to determine the strain rate parameters in Eq. (2) is the use of the indentation method [10,15]. The yield strength and work hardening values were estimated from the indentation curve by using the reverse algorithm including two

* Corresponding author.
E-mail address: sekim@sejong.ac.kr (S.-E. Kim).

https://doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2018.12.023
Received 13 March 2018; Received in revised form 17 July 2018; Accepted 12 December 2018
Available online 13 December 2018
0020-7403/© 2018 Elsevier Ltd. All rights reserved.

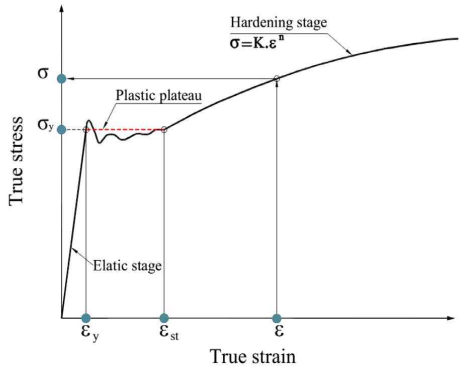


Fig. 1. Typical true stress-true strain curve of structural steel.

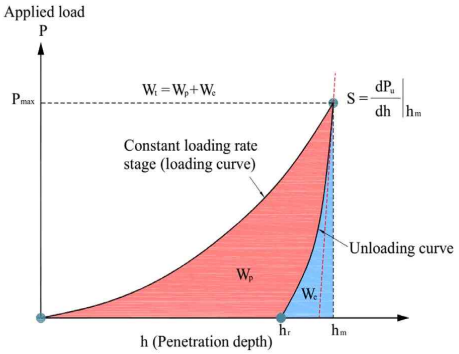


Fig. 2. Typical load-penetration depth curve.

dimensionless functions, in which the constitutive parameter α determined from the tensile test was assumed as a known parameter of input data. Although this approach provides reliable results, the application of this approach to determine the strain rate equations is a time-consuming task due to the determination of the required α values at different tensile loading speeds.

The main purpose of this study is to propose a methodology to estimate the constitutive equation at a strain rate level from indentation tests. For this purposes, a finite element (FE) model to simulate the indentation process was developed for the necessity to construct six dimensionless equations in the forms of third-degree polynomial equations. The loading tensile and indentation tests are performed to verify the proposed methodology for both SS400 and SM490 structural steel. This methodology is then employed to determine the strain rate sensitivity and strain rate factor of SM490 structural steel.

2. Dimensional analysis

There are a lot of successful studies using a dimensional analysis to determine the constitutive equation from characteristics of an indentation curve [6,10]. Thus, the dimensional analysis was applied to construct four dimensionless functions for extracting the constitutive equation from the indentation curve. Fig. 2 shows the plot of the applied load versus the penetration depth curve (or indentation curve) obtained from a sharp indentation. According to the indentation technique, the strain rate ($\dot{\varepsilon}$) is defined as the change in the loading rate ($\dot{P} = dP/dt$) divided by the applied load (P) or the displacement rate ($\dot{h} = dh/dt$) divided by the displacement (h) as, $\dot{\varepsilon} = \frac{1}{2}\frac{\dot{P}}{P} = \frac{\dot{h}}{h}$ [15]. It is worth noting that the strain rate calculated from the loading rate is applied for the indentation tests performed in the load control mode, while the strain rate calculated from the displacement rate is used for the indentation tests performed in the displacement control mode. It was demonstrated that the strain rate effects on the loading stage of the loading/unloading curves are clear and distinguishable [16–18]. The research indicated that the strain rate indentation highly effects not only the magnitude but also the shape of the loading/unloading curve. The applied load and the loading curvature tended to increase as the strain rate indentation increased in the case of the same controlled displacement [15,19]. Therefore, the applied load (P) during the loading stage can be depicted as a function of indenter and sample properties as follows:

$$P = P\left[h, E, \nu, E_i, \vartheta_i, \sigma_y, n, \alpha, \dot{\varepsilon}\right], \tag{3}$$

where h is the penetration depth, E and υ are elastic modulus and Poisson's ratio of the indented material, E_i and ϑ_i are elastic modulus and Poisson's ratio of the indenter.

Based on the relationship between reduced modulus (E_r) and material properties of the indented sample as $E_r = [(1-\vartheta^2)/E + (1-\vartheta_i^2)/E_i]^{-1}$, Eq. (3) becomes

$$P = P\left[h, E_r, \sigma_y, n, \alpha, \dot{\varepsilon}\right]. \tag{4}$$

The Π-theorem [20] is then applied to make Eq. (4) becoming a dimensionless formulation as

$$\frac{P}{\sigma_y h^2} = \Pi_1^0\left[\frac{E_r}{\sigma_y}, \ln(\dot{\varepsilon}), n, \alpha\right]. \tag{5}$$

According to indentation method, the loading stage can be described using the second-order equation in the case of the sharp indentation as $P = Ch^2$ [6,10]; alternatively, Eq. (5) can be rewritten as follows:

$$\frac{C}{\sigma_y} = \Pi_1\left[\frac{E_r}{\sigma_y}, \ln(\dot{\varepsilon}), n, \alpha\right]. \tag{6}$$

The total loading work of the process of indentation W_t (illustrated in Fig. 2) can be determined as the area caused by the loading curve from an initial displacement ($h = 0$) to a maximum displacement ($h = h_m$) as

$$W_t = \int_0^{h_m} P dh. \tag{7}$$

Substituting Eq. (5) in to Eq. (7), the total loading work W_t can be derived as the following equation:

$$W_t = \sigma_y h_m^3 \Pi_2^0\left[\frac{E_r}{\sigma_y}, \ln(\dot{\varepsilon}), n, \alpha\right]. \tag{8}$$

It can be seen that the dimensional unit of W_t and $\sigma_y h_m^3$ are same; alternatively, Eq. (8) can be expressed in the form of the dimensionless function as

$$\frac{W_t}{\sigma_y h_m^{\ 3}} = \Pi_2\left[\frac{E_r}{\sigma_y}, \ln(\dot{\varepsilon}), n, \alpha\right]. \tag{9}$$

During to the process of the sharp indenter tip moving into the specimen subjected to an indentation strain rate, the applied load during the unloading stage can be described as a function of the indenter and material properties, indentation depth, and strain rate as follows:

$$P_u = P\left(h, E, \nu, E_i, \vartheta_i, \sigma_y, n, \alpha, \dot{\varepsilon}\right). \tag{10}$$

As mentioned before, reduced modulus E_r can be determined based on Poison's ratio and elastic modulus of the indented material as $E_r = [(1-\vartheta^2)/E + (1-\vartheta_i^2)/E_i]^{-1}$. Alternatively, Eq. (10) can become a dimensionless function by applying Π-theorem as

$$P_u = \sigma_y h^2 \Pi_3^0\left[\frac{E_r}{\sigma_y}, \ln(\dot{\varepsilon}), n, \alpha, \frac{h}{h_m}\right]. \tag{11}$$

It is important to note that P_u is equal to zero at the residual impression depth $h = h_r$; thus, Eq. (11) can be expressed as follows:

$$\frac{h_r}{h_m} = \Pi_3^1\left[\frac{E_r}{\sigma_y}, \ln(\dot{\varepsilon}), n, \alpha\right]. \tag{12}$$

Concerning the unloading stage, the elastic indentation work (W_e) can be determined as the area caused by the unloading curve from h_r to h_m as

$$W_e = \int_{h_r}^{h_m} P_u d\,h. \tag{13}$$

Substituting Eq. (11) into Eq. (13); alternatively, the elastic indentation work can be determined by

$$W_e = \int_{h_r}^{h_m} P_u d\,h = \sigma_y h_m^3 \Pi_3^2\left[\frac{E_r}{\sigma_y}, \ln(\dot{\varepsilon}), n, \alpha\right]. \tag{14}$$

Using the expression of the total loading work in Eq. (8) combining Eq. (14) leads to

$$\frac{W_t}{W_e} = \Pi_3\left[\frac{E_r}{\sigma_y}, \ln(\dot{\varepsilon}), n, \alpha\right]. \tag{15}$$

Using the same expression of the applied load during the loading stage, the loading curve can be described as follows:

$$P = f_4^0\left(h, E_r, \sigma_y, \dot{\varepsilon}, n, \alpha\right). \tag{16}$$

By applying the Π-theorem, Eq. (16) becomes the dimensionless function as

$$\frac{P}{E_r h^2} = \Pi_4^0\left[\frac{\sigma_y}{E_r}, \ln(\dot{\varepsilon}), n, \alpha\right]. \tag{17}$$

Alternatively, Eq. (16) can be written in the following form:

$$\frac{E_r}{C} = \Pi_4\left[\frac{E_r}{\sigma_y}, \ln(\dot{\varepsilon}), n, \alpha\right]. \tag{18}$$

Four dimensionless functions including Eqs. (5), (9), (15), and (18) are highly consistent with those reported in the literature [9,10,21–23].

As can be seen, four non-dimension functions Π_1 (Eq. (6)), Π_2 (Eq. (9)), Π_3 (Eq. (15)), and Π_4 (Eq. (18)) show the basic relationships between the material properties (i.e. E_r/σ_y, n, and α) and the strain rate ($\dot{\varepsilon}$) with the characteristics of the indentation curve (i.e. W_t, W_e, C, and h_m). These dimensionless functions are established based on the indentation response from FE analyses with numerous combinations of material properties and strain rates. From these established functions, yield strength σ_y, work hardening n, and the ratio α can be estimated, in which elastic modulus is assumed as a known parameter.

3. Uniqueness and sensitivity

Three dimensionless functions can be selected to establish the constitutive equation of material including yield strength σ_y, strain hardening exponent n, and the α ratio at a strain rate level. Since two of four dimensionless functions, which include Eqs. (6), (9), (15), and (18), are independent, two combinations of materials can give an identical load-depth curve as well as identical dimensionless functions [21–24]. Thus, a single indentation test cannot estimate uniquely the three unknown material properties. To overcome the limitation of the single indentation method, the dual indentation method has been created by several researchers [22,23,25,26]. According to the dual indentation testing, the two geometries of indenter tips are used to provide two additional dimensionless functions. Since only three independent dimensionless functions are needed to estimate three plastic properties of material, and two different geometries of indenter tips can provide the distinct indentation responses, it is, therefore, possible to estimate uniquely plastic properties of material from the dual indentation tests [23]. Four dimensionless functions, which include Eqs. (6), (9), (15), and (18), can be used for the first indenter geometry, while two additional dimensionless functions for the second indenter geometry can be described as follows:

$$\frac{W_t}{\sigma_y h_m^{\,3}} = \Pi_5\left[\frac{E_r}{\sigma_y}, \ln(\dot{\varepsilon}), n, \alpha\right], \tag{19}$$

$$\frac{W_t}{W_e} = \Pi_6\left[\frac{E_r}{\sigma_y}, \ln(\dot{\varepsilon}), n, \alpha\right]. \tag{20}$$

These dimensionless functions including Eqs. (6), (9), (15), (18), (19), and (20) can be written as:

$$f_i^j = \left[\Pi_i\left(\frac{E_r}{\sigma_y}, \ln\dot{\varepsilon}, n, \alpha\right)\right]^j;\ i = 1-6,\ j = 1,2. \tag{21}$$

In Eq. (21), superscripts j=1 ($i = 1-4$) and j=2 (i=5, 6) correspond to the first and second indenter geometries, respectively. In this study, both Berkovich and spherical indenter tips were employed to perform dual indentation tests on the displacement control mode on room temperature. It is worth noting that both indentation tests (test 1 and test 2) were controlled with the same strain rate level.

In the earlier work, Chen et al. [22] indicated that certain groups of materials that have low values of the E/σ_y ratio and low strain hardening exponents can give indistinguishable load-depth responses for dual indentation testing. The range of such materials (i.e. the E/σ_y ratio and n) depends on the geometries of the indenter tips employed in the indentation experiments [23]. Thus, the dual indentation method does not guarantee the uniqueness of indentation testing for all materials. Moreover, the uniqueness is closely related to the sensitivity of experimental errors [22,23,25]. To ensure both the sensitivity and the uniqueness of the indentation testing for all materials, the iso-line method was proposed by Phadikar et al. [23] and was applied for dual indentation tests with two different half-angles of conical indenter tips. Thus, dual indentation method with Berkovich and spherical indenter tips and the procedure of the iso-line method were appropriately applied to guarantee the uniqueness and the sensitivity of the indentation testing in this study. In the following section, finite element analysis will be developed for the necessity of constructing the accurate dimensionless functions in the forms of third order polynomial equations.

4. Finite element analysis

4.1. Finite element simulation

Finite Element (FE) analysis is widely used to solve such engineering problems as static, dynamic, and earthquake analyses [6,8,10,27–30]. In this study, to construct the relationship of the constitutive equation of structural steel to characteristics of the loading/unloading curves, the FE analysis was performed to simulate the indentation process by using the axisymmetric two-dimensional FE model. The matrix of this indentation model used 8600 CAX4R-quadrilateral elements. It is demonstrated that Berkovich indenter tip has the same contact area with the conical indenter tip that has a semi-apex angle of 70.3° in the indentation experiment, and the loading/unloading curves obtained from the FE analysis of both indenter tips are identical for nano- and micro-scale [6,31]. To demonstrate the accuracy of this assumption, the 3D FE simulations of Berkovich and conical indenter tips, and a 2D axisymmetric FE simulation of conical indenter were performed as shown in Fig. 3. A comparison of the indentation responses from three models was also presented in Fig. 3d. The results of the indentation responses from three models demonstrated the accuracy of the above assumptions. Thus, in order to reduce the complexity of the analyses as well as the analysis time, the conical indenter tip was appropriately simulated instead of the Berkovich indenter tip in this study as shown in Fig. 4. On the other hand, spherical tip was also used to perform dual indentation tests, and thus an axisymmetric two-dimensional FE model for spherical indenter tip that has a radius of 5 μm was simulated as shown in Fig. 4b. In the deformation region, the mesh-size was designed to ensure that the contact zone included at least 20 elements underneath indenter tip at the maximum applied load, whereas other regions were designed with a larger mesh-size to reduce the analysis time. Fig. 4 shows the designed

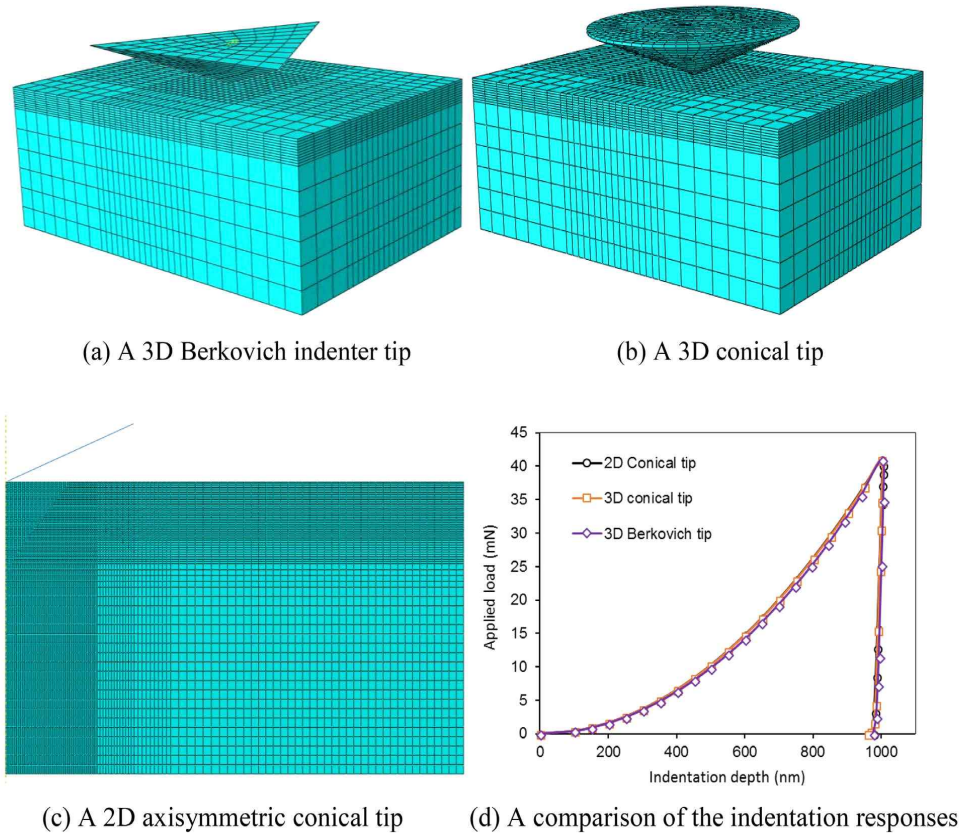


Fig. 3. FE simulation of the indentation process using different indenter tips, and the comparison of the indentation responses obtained using a 2D axisymmetric conical tip, a 3D conical tip, and a 3D Berkovich tip.

Table 1
Material properties and strain rate used for FE analysis.

	E (GPa)	σ_y (MPa)	n	α	$\dot{\varepsilon}$ (s^{-1})
Poisson's ratio of 0.3 for all analyses	10~260	235~535	0~0.5	3~23	0.04~0.4

mesh size of the indentation FE models. Due to the symmetrical conditions, the boundary conditions of FE model were designed so the nodes of the rotated axis (y-direction) could move solely along the y-direction, and the nodes of the bottom surface were fixed. The loading condition used in this study was described as follows: the indentation process was simulated by two subsequent steps including the loading and the unloading steps. During the loading step, the indenter tip moved along the y-axis and penetrated the sample surface of the matrix up to a maximum displacement of 2.0 μm with a constant strain rate, while the indenter returned to the initial position during the unloading step. Finally, it is assumed that the friction between the surface of the sharp Berkovich indenter and the sample surface is ignored [31–33].

To validate the indentation FE model, the applied load-displacement curves of SS400 and SM520 structural steel obtained from indentation tests in the displacement control mode with a strain rate indentation of 0.02 s^{-1} were used to verify the indentation responses from the FE analysis as shown in Fig. 4c. It should be noted that several constitutive parameters of both structural steels were referenced from the earlier works, such as elastic modulus of 210.6 GPa and 212.79 GPa, yield strength of 306.6 MPa and 423.6 MPa, strain hardening exponent of 0.204 and 0.201, and the ratio α of 18.1 and 6.2 for SS400 [10] and SM520 steel [5], respectively. As can be seen in Fig. 4c, the indentation FE simulation model was validated through the experimental verifications.

In order to establish the dimensionless relationships (Π_1, Π_2, Π_3, Π_4, Π_5, and Π_6), indentation FE model was conducted for 1280 combination of material properties and strain rates as listed in Table 1, in which the ratio of reduced modulus to yield strength varied from 50 to 1200, work hardening n varied in the range of 0–0.5, the ratio α varied in the range of 3–23, and the strain rate indentation varied from 0.04 s^{-1} to 0.4 s^{-1}. It is worth noting that the strain rate range of 0.04–0.4 s^{-1} was employed to mitigate the effects of both the thermal drift at low strain rate and the fast testing time at high strain rate on the indentation responses [15,34,35]. Poisson ratio ($\vartheta = 0.3$) is assumed to be constant for all analyses in this study due to the fact that ϑ is a minor factor during the indentation process [6,10].

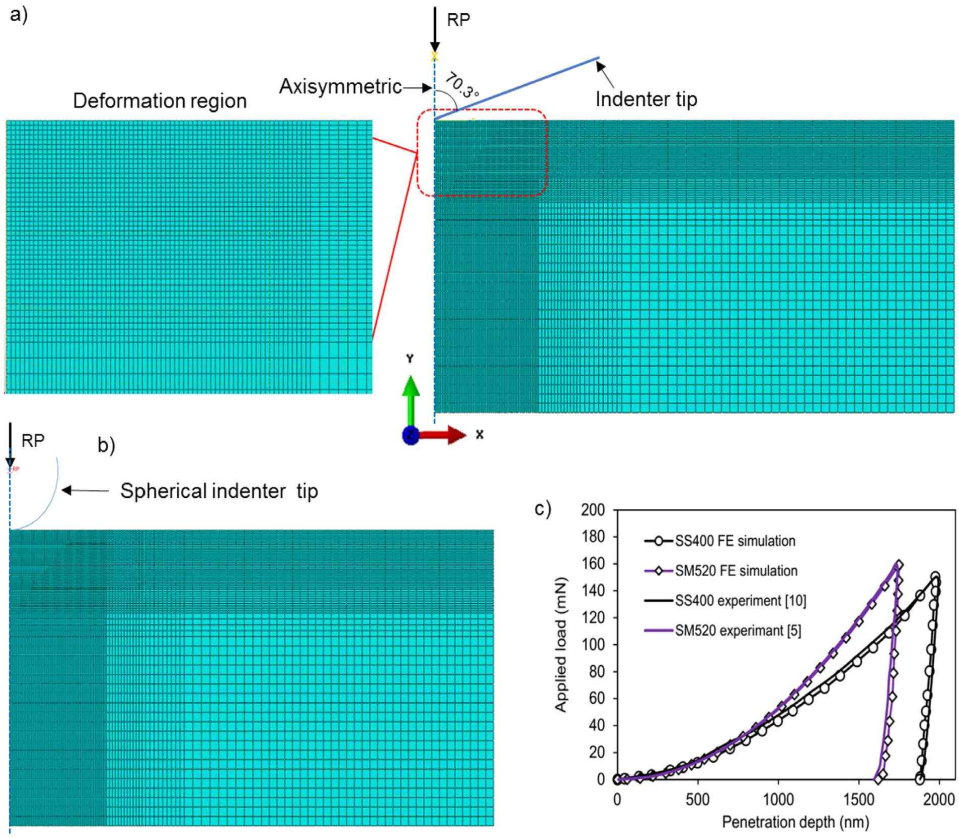


Fig. 4. (a) Finite element simulation of the Berkovich indenter model, (b) Finite element simulation of the spherical indenter model, (c) Comparison of the load-displacement curves obtained from indentation experiment and FE analysis.

4.2. FE responses

Fig. 5 presents a number of selected indentation curves obtained from the indentation FE model, where the effects of the strain rate, E/σ_y ratio, n, and α on the loading-unloading curves are investigated. Fig. 5a shows the work hardening effects on the dual stages (loading-unloading stages) of the indentation curve, where the loading-unloading speeds and several other material properties are fixed. The results indicate that the required applied load increases with the increasing work hardening at the same penetration depth during the process of the indenter tip moving into the surface of a given material. In contrast, when the loading speed and material properties are fixed, the required indentation load for the indentation process at the same maximum penetration depth increases with decreasing the ratio α value as illustrated in Fig. 5b. Another interesting feature of this figure is that the effect of the ratio α on the loading stage (loading curvature) tends to decrease with a higher value of the ratio α. The strain rate effect on the indentation curve is explored as shown in Fig. 5c, in which the material properties (i.e. fixed E/σ_y ratio, α, and n) are fixed and the strain rate varies in the range of 0.04–0.4 s^{-1}. The results show that a higher applied loading speed leads to higher maximum load and higher loading curvature (C), where C is defined as the maximum load divided by the square of maximum penetration depth [6–10].

Similarly, the effects of the E/σ_y ratio on the indentation curves also are investigated as shown in Fig. 5d, wherein the E/σ_y ratio varies from 50 to 1200 and other material properties are fixed. The ratio of E_r/σ_y strongly affects the loading and unloading stages of the indentation curve, and the results show a higher E_r/σ_y ratio for higher applied load and higher loading curvature due to smaller elastic recovery. As observed from Fig. 5, the strain rate $\dot{\varepsilon}$, work hardening n, and the ratio α seem to have a slight effect on the unloading curve, whereas the variation of the E/σ_y ratio leads to a major influence on characteristics of the unloading curve due to the fact that the contact stiffness (or unloading work) and the elastic modulus of material are proportional [33].

5. Proposed algorithm for estimating plastic properties from dual indentation tests

5.1. Non-dimension functions

Based on the FE results from 1200 combinations of material properties, functional forms of Π_1 Eq. (6)), Π_2 (Eq. (9)), Π_3 (Eq. (15)), and Π_4 (Eq. (18)) were constructed and expressed in Eqs. (22)–((25). The functional forms of Π_5 Eq. (19)), Π_6 (Eq. (20)) were also established via the FE results of 1200 material combinations obtained using the spherical model and described in Eqs. (26)-((27). As seen, the left-hand

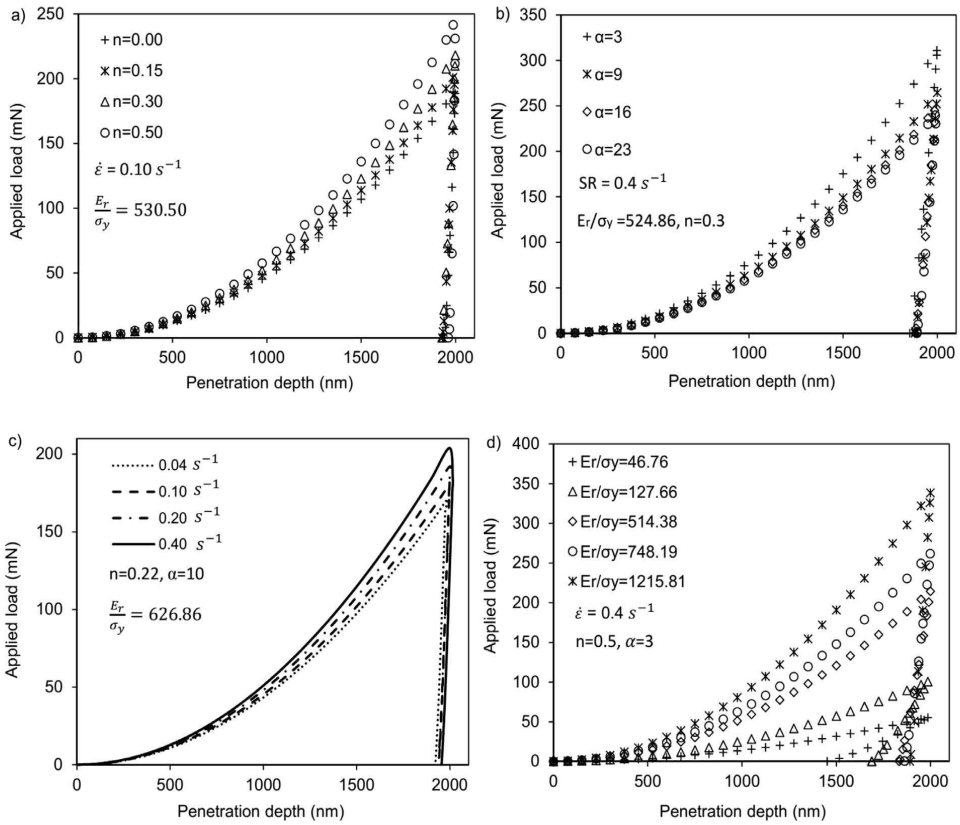


Fig. 5. (a) Work hardening effect, (b) plastic properties α effect, (c) strain rate effect, (d) E_r/σ_y effect on the loading/unloading curves.

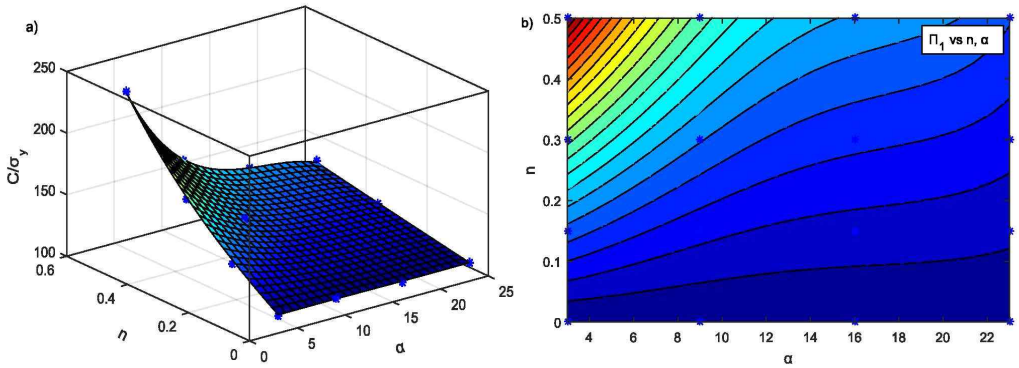


Fig. 6. (a) Comparison between fitting function and FE analysis results in the case of E_r/σ_y of 688.86 and $\dot{\varepsilon}$ of 0.04 s^{-1}, (b) Plot 2D contour of Π_1 versus n and α. (For interpretation of the references to color in this figure legend, the reader is referred to the web version of this article.)

side of these dimensionless functions are appropriately described using third-degree polynomial equations of variables (i.e. E_r/σ_y, $\dot{\varepsilon}$, n and α). Figs. 6–11 present the regression analysis results for the surface fitting of Π_1, Π_2, Π_3, Π_4, Π_5, and Π_6, respectively. It can be noted that the blue dots in Figs. 6–11 represent the data obtained from the FE analyses. For the best understanding, the two-dimensional views of contour for corresponding Π_1, Π_2, Π_3, Π_4, Π_5, and Π_6 were shown in Figs. 6b, 7b, 8b, 9b, 10b, and 11b, respectively. The forms of six dimensionless functions are used to fit all data from 2400 FE analyses as:

$$\frac{C}{\sigma_y} = \Pi_1 = \left\{\sum_{i=1}^{4}\sum_{j=1}^{4} a_{ij}\left[\ln\left(\frac{E_r}{\sigma_y}\right)\right]^{i-1}[\ln(\dot{\varepsilon})]^{j-1}\right\}\left\{\sum_{q=1}^{4}\sum_{k=1}^{4} b_{qk}n^{q-1}\alpha^{k-1}\right\} \quad (22)$$

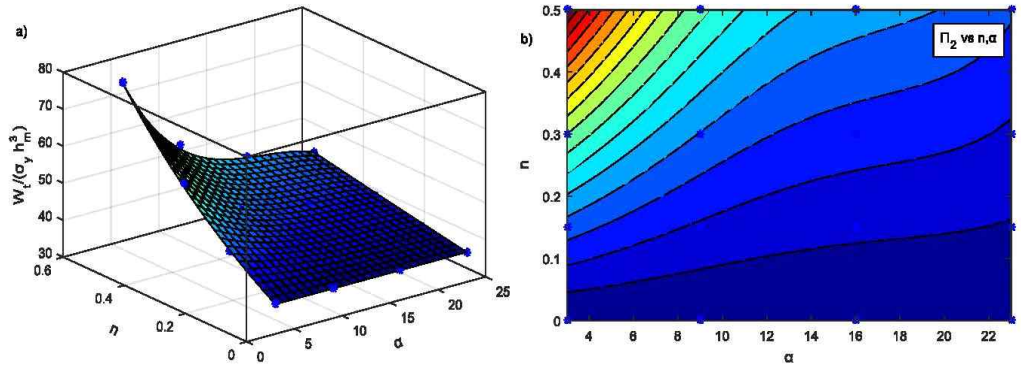


Fig. 7. (a) Comparison between fitting function and FE analysis results in the case of E_r/σ_y of 688.86 and $\dot{\varepsilon}$ of 0.04 s^{-1}, (b) Plot 2D contour of Π_2 versus n and α. (For interpretation of the references to color in this figure legend, the reader is referred to the web version of this article.)

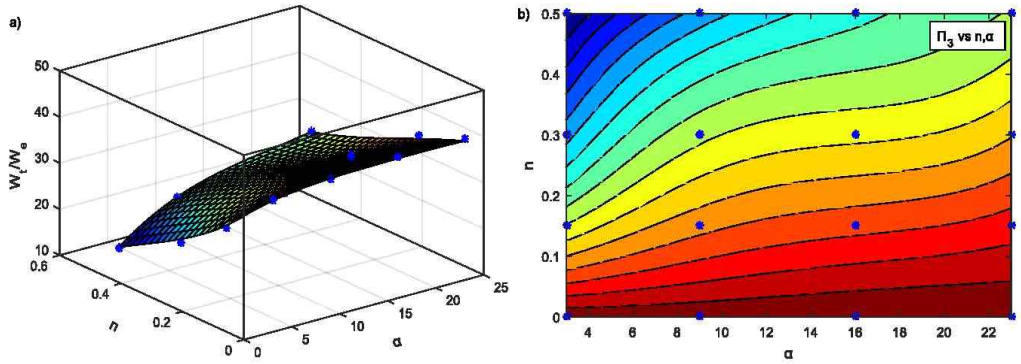


Fig. 8. (a) Comparison between fitting function and FE analysis results in the case of E_r/σ_y of 688.86 and $\dot{\varepsilon}$ of 0.04 s^{-1}, (b) Plot 2D contour of Π_3 versus n and α. (For interpretation of the references to color in this figure legend, the reader is referred to the web version of this article.)

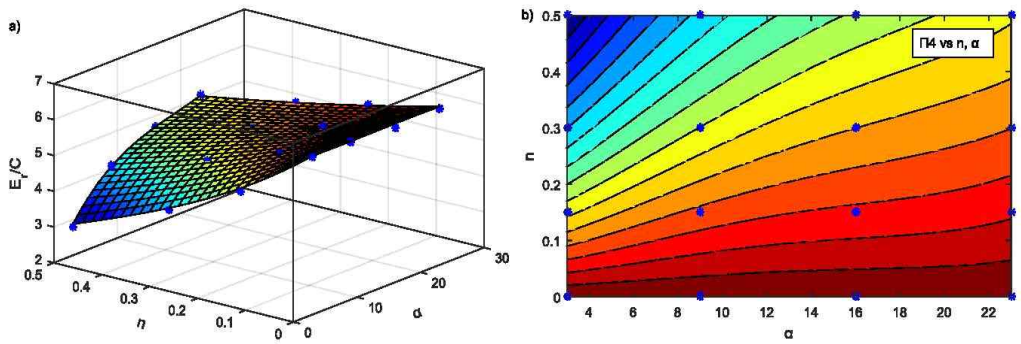


Fig. 9. (a) Comparison between fitting function and FE analysis results in the case of E_r/σ_y of 688.86 and $\dot{\varepsilon}$ of 0.04 s^{-1}, (b) Plot 2D contour of Π_4 versus n and α. (For interpretation of the references to color in this figure legend, the reader is referred to the web version of this article.)

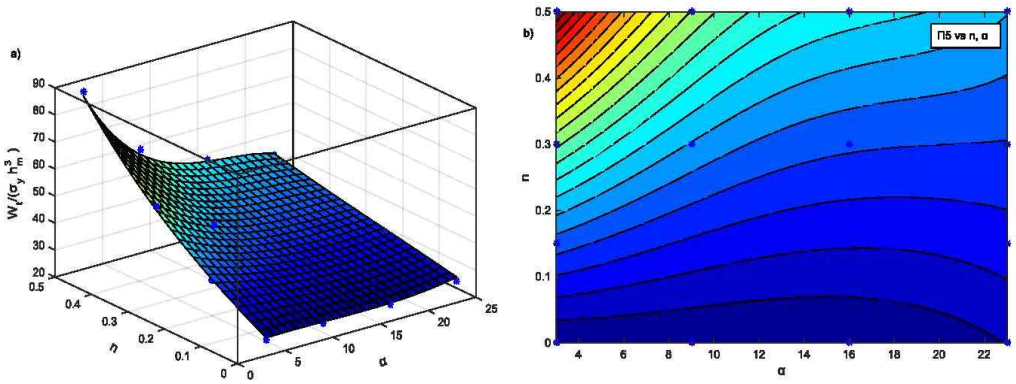


Fig. 10. (a) Comparison between fitting function and FE analysis results in the case of E_r/σ_y of 688.86 and $\dot{\varepsilon}$ of 0.04 s^{-1}, (b) Plot 2D contour of Π_5 versus n and α. (For interpretation of the references to color in this figure legend, the reader is referred to the web version of this article.)

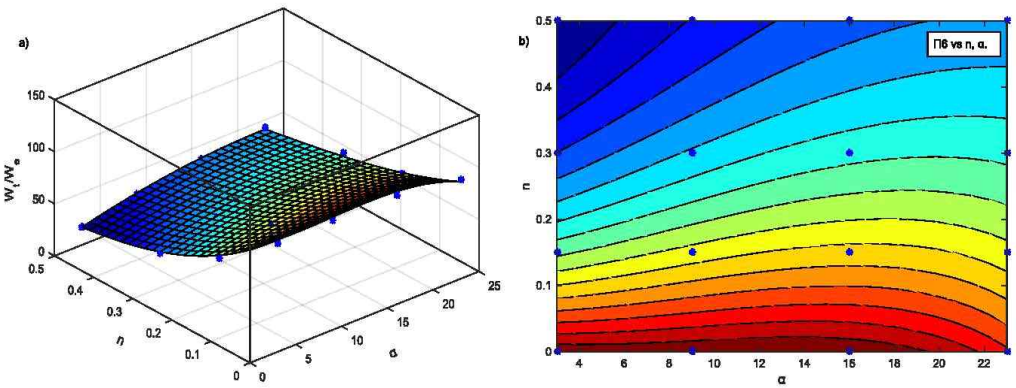


Fig. 11. (a) Comparison between fitting function and FE analysis results in the case of E_r/σ_y of 688.86 and $\dot{\varepsilon}$ of 0.04 s^{-1}, (b) Plot 2D contour of Π_6 versus n and α. (For interpretation of the references to color in this figure legend, the reader is referred to the web version of this article.)

$$\frac{\sigma_y h^3}{W_t} = \Pi_2 = \left\{\sum_{i=1}^{4}\sum_{j=1}^{4} a_{ij}\left[\ln\left(\frac{E_r}{\sigma_y}\right)\right]^{i-1}[\ln(\dot{\varepsilon})]^{j-1}\right\}\left\{\sum_{g=1}^{4}\sum_{k=1}^{4} b_{gk} n^{g-1}\alpha^{k-1}\right\} \tag{23}$$

$$\frac{W_t}{W_e} = \Pi_3 = \left\{\sum_{i=1}^{4}\sum_{j=1}^{4} a_{ij}\left[\ln\left(\frac{E_r}{\sigma_y}\right)\right]^{i-1}[\ln(\dot{\varepsilon})]^{j-1}\right\}\left\{\sum_{g=1}^{4}\sum_{k=1}^{4} b_{gk} n^{g-1}\alpha^{k-1}\right\} \tag{24}$$

$$\frac{E_r}{C} = \Pi_4 = \left\{\sum_{i=1}^{4}\sum_{j=1}^{4} a_{ij}\left[\ln\left(\frac{E_r}{\sigma_y}\right)\right]^{i-1}[\ln(\dot{\varepsilon})]^{j-1}\right\}\left\{\sum_{g=1}^{4}\sum_{k=1}^{4} b_{gk} n^{g-1}\alpha^{k-1}\right\} \tag{25}$$

$$\frac{\sigma_y h^3}{W_t} = \Pi_5 = \left\{\sum_{i=1}^{4}\sum_{j=1}^{4} a_{ij}\left[\ln\left(\frac{E_r}{\sigma_y}\right)\right]^{i-1}[\ln(\dot{\varepsilon})]^{j-1}\right\}\left\{\sum_{g=1}^{4}\sum_{k=1}^{4} b_{gk} n^{g-1}\alpha^{k-1}\right\} \tag{26}$$

$$\frac{W_t}{W_e} = \Pi_6 = \left\{\sum_{i=1}^{4}\sum_{j=1}^{4} a_{ij}\left[\ln\left(\frac{E_r}{\sigma_y}\right)\right]^{i-1}[\ln(\dot{\varepsilon})]^{j-1}\right\}\left\{\sum_{g=1}^{4}\sum_{k=1}^{4} b_{gk} n^{g-1}\alpha^{k-1}\right\} \tag{27}$$

where a_{ij} and b_{gk} are the fitting coefficients for each third-degree polynomial equation and are listed in Table 2.

5.2. Modified iso-($\mathbf{P_m/S_u h_m}$) line method

This study provides a modified iso-($P_m/S_u h_m$) line method to ensure the uniqueness and the sensitivity of the indentation testing. This method is modified based on the iso-line method proposed by Phadikar et al. [23] and is employed for dual indentation tests with Berkovich and spherical indenter tips. The procedure of the modified iso-line method is constructed as: Concerning the single indentation test, two certain groups of material can give an identical load-depth relationship as well as identical dimensionless functions if both of them satisfy two significant conditions as $(P_m)_{mater.\,1} = (P_m)_{mater.\,2}$ and $(P_m/S_u)_{mater.\,1} = (P_m/S_u)_{mater.\,2}$ [23]. Two materials can be made to satisfy both conditions by establishing dimensionless functions involving S_u and P_m as:

$$\left(\frac{P_m}{S_u h_m}\right)_j = G_j\left[\frac{E_r}{\sigma_y}, \ln(\dot{\varepsilon}), n, \alpha\right]. \tag{28}$$

In Eq. (28), superscripts $j = 1$ and $j = 2$ correspond to indentation test 1 and test 2, respectively. Accordingly, dimensionless functions G_1 and G_2 for both FE models of Berkovich and spherical indenter tips were

Table 2
Fitting regression parameters of the dimensionless functions.

	Π_1	Π_2	Π_3	Π_4	Π_5	Π_6	G_1	G_2
a_{11}	1.39E+3	1.34E−1	4.75E+1	7.09E+1	−4.13E+1	−6.53E+1	−2.48E+1	1.00E+2
a_{12}	−1.06E+3	−8.58E−2	−3.11E+1	−5.69E+1	2.92E+1	3.78E+1	8.14E+0	−3.67E+1
a_{13}	3.25E+0	−2.28E−2	1.42E+1	1.29E+1	−5.54E+1	2.90E+2	−8.87E+0	2.85E+1
a_{14}	2.68E+1	−8.75E−3	−3.84E+0	5.02E+0	−3.06E+1	1.68E+2	−4.69E+0	1.69E+1
a_{21}	7.68E+0	−8.65E−4	−1.45E+0	7.95E−1	−5.72E+0	2.95E+1	−7.88E−1	2.86E+0
a_{22}	−3.97E+2	3.80E−2	9.92E−2	−1.93E+1	5.19E+1	−4.12E+2	1.50E+1	−3.52E+1
a_{23}	−2.71E+2	1.36E−2	1.66E+1	−7.69E+0	2.58E+1	−2.39E+2	8.10E+0	−2.13E+1
a_{24}	−5.01E+1	1.25E−3	3.87E+0	−1.21E+0	5.04E+0	−4.18E+1	1.36E+0	−3.56E+0
a_{31}	1.35E+2	7.81E−3	6.90E+0	1.44E+1	−3.38E+0	−6.61E+0	−8.53E−1	4.53E+0
a_{32}	5.83E+1	4.39E−3	−6.19E+0	−2.75E+0	1.38E+1	−6.71E+1	1.67E+0	−6.10E+0
a_{33}	2.86E+1	1.85E−3	−7.36E−1	−1.02E+0	7.96E+0	−3.91E+1	8.74E−1	−3.60E+0
a_{34}	4.04E+0	1.99E−4	6.84E−2	−1.62E−1	1.48E+0	−6.84E+0	1.47E−1	−6.12E−1
a_{41}	−1.86E+1	−1.16E−3	−6.25E−1	−1.28E+0	5.81E−1	3.10E−1	2.67E−2	−1.87E−1
a_{42}	−7.83E+0	−3.04E−4	6.12E−1	1.88E−1	−8.08E−1	5.29E+0	−1.02E−1	3.96E−1
a_{43}	−3.75E+0	−1.12E−4	1.40E−1	6.26E−2	−4.90E−1	3.09E+0	−5.28E−2	2.33E−1
a_{44}	−5.64E−1	−1.18E−5	9.01E−3	1.00E−2	−9.28E−2	5.41E−1	−8.90E-3	3.97E−2
b_{11}	−2.53E−2	−1.02E+2	−1.05E+0	−1.37E−1	2.07E−1	−1.63E+0	−3.90E−2	1.24E−2
b_{12}	−5.59E−2	−2.00E+2	3.14E+0	3.37E−1	7.98E−1	6.78E+0	−5.15E−2	1.99E−2
b_{13}	7.36E−3	2.10E+1	−2.68E−1	−4.32E−2	−7.74E−2	−4.52E−1	1.63E−2	−4.77E−3
b_{14}	−4.46E−4	−1.02E+0	1.21E−2	2.69E−3	4.28E−3	2.62E−2	−8.64E−4	3.03E−4
b_{21}	9.20E−6	1.76E−2	−2.24E−4	−5.72E−5	−8.69E−5	−6.26E−4	1.51E−5	−6.26E−6
b_{22}	−4.02E−5	3.56E−3	2.31E−3	2.03E−4	2.53E−3	2.18E−2	−1.66E−3	2.22E−4
b_{23}	3.66E-6	−7.56E−4	−2.88E−4	−1.82E−5	−3.14E−4	−2.98E−3	1.15E−4	−1.67E−5
b_{24}	−9.46E−8	1.95E−5	8.13E−6	4.69E−7	1.11E−5	1.10E−4	−2.49E−6	4.29E−7
b_{31}	−2.98E−3	−1.62E+2	−2.98E+0	−4.78E−1	2.64E−1	−1.09E+1	1.23E−1	−3.51E−2
b_{32}	−3.65E−3	3.10E+1	−2.94E−1	1.04E−1	−1.78E−2	1.12E+0	−4.14E−2	1.20E−2
b_{33}	4.72E−4	−2.10E+0	5.04E−2	−8.16E−3	−8.15E−4	−6.60E−2	1.53E−3	−8.18E−4
b_{34}	−1.34E−5	4.62E−2	−1.34E−3	1.95E−4	3.87E−5	1.38E−3	−1.50E−5	1.76E−5
b_{41}	−9.95E−2	−1.83E+2	2.63E−1	3.76E−1	1.54E+0	6.52E+0	−1.31E−1	4.13E−2
b_{42}	2.12E−2	2.40E+1	1.17E+0	−9.80E−2	−2.93E−1	−9.16E−1	3.96E−2	−1.36E−2
b_{43}	−1.56E−3	−1.01E+0	−1.25E−1	8.42E−3	2.02E−2	5.75E−2	−1.05E−3	9.22E−4
b_{44}	3.57E−5	1.29E−2	3.12E−3	−2.12E−4	−4.37E−4	−1.12E−3	7.66E−8	−1.97E−5
R^2	**0.994**	**0.995**	**0.993**	**0.995**	**0.995**	**0.993**	**0.994**	**0.994**

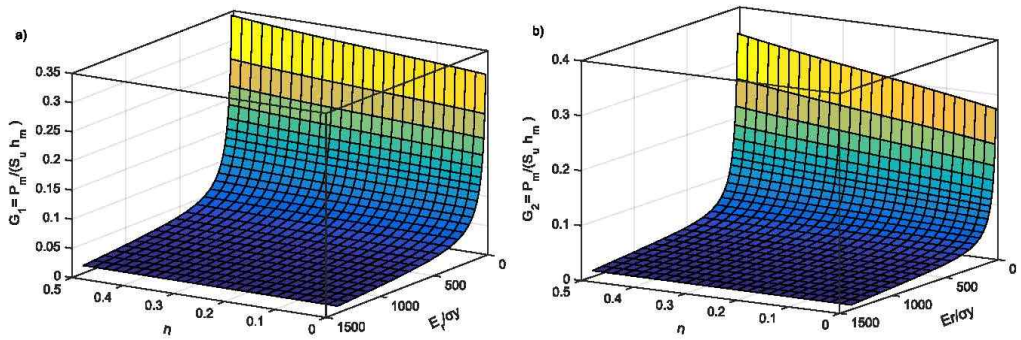


Fig. 12. Graph of the function, $P_m/S_u h_m = G[\frac{E_r}{\sigma_y}, \ln(\varepsilon), n, \alpha]$ in case of strain rate level of 0.04 s^{-1} and a plastic property α of 9 for (a) a Berkovich tip, (b) a spherical tip.

constructed as:

$$\left(\frac{P_m}{S_u h_m}\right)_1 = G_1 = \left\{\sum_{i=1}^{4}\sum_{j=1}^{4} a_{ij}\left[\ln\left(\frac{E_r}{\sigma_y}\right)\right]^{i-1}[\ln(\varepsilon)]^{j-1}\right\}\left\{\sum_{g=1}^{4}\sum_{k=1}^{4} b_{gk} n^{g-1}\alpha^{k-1}\right\} \quad (29)$$

$$\left(\frac{P_m}{S_u h_m}\right)_2 = G_2 = \left\{\sum_{i=1}^{4}\sum_{j=1}^{4} a_{ij}\left[\ln\left(\frac{E_r}{\sigma_y}\right)\right]^{i-1}[\ln(\varepsilon)]^{j-1}\right\}\left\{\sum_{g=1}^{4}\sum_{k=1}^{4} b_{gk} n^{g-1}\alpha^{k-1}\right\} \quad (30)$$

In Eqs. (29) and (30), a_{ij} and b_{gk} are fitting parameters estimated from 2400 FE analysis results as listed in Table 2. The graph of G_1 for the shape function of Berkovich tip and G_2 for the shape function of spherical indenter tip are shown in Fig. 12. Since the applied load-depth relationships can be easily measured by performing the dual indentation tests at a strain rate level, the quantities $(P_m/S_u h_m)$ corresponding to each indenter tip are then determined. As a result, two iso-lines including $G_1 = (P_m/S_u h_m)_{\text{test 1}}$ and $G_2 = (P_m/S_u h_m)_{\text{test 2}}$ can be drawn in the $E_r/\sigma_y - n$ space at the specific value of α as shown in Fig. 13. It can be recognized from Fig. 13 that the materials lying on the particular iso-line will have the same $(P_m/S_u h_m)$ value leading to the fact that any selected materials on the iso-$(P_m/S_u h_m)$ line will satisfy two conditions for the identical loading/unloading curves. Since both iso-lines correspond to the same material, the intersection of the two iso-lines will give the values of σ_y, and n for the tested material. This modified iso-line method will be employed in the proposed algorithm in the following section.

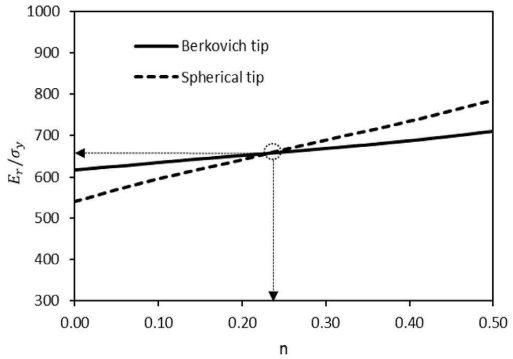


Fig. 13. Iso-$P_m/S_u h_m$ lines passing through the point $E_r/\sigma_y = 665$, $n = 0.22$, and for two geometries of indenters.

5.3. Principle of the proposed algorithm

An analysis algorithm including the accurate dimensionless functions is suggested for extracting mechanical properties of structural steel from the characteristics of the loading/unloading curves. The procedure of the proposed algorithm is shown in Fig. 14. The new analysis begins by performing dual nondestructive indentation tests at the same strain rate level to obtain the corresponding loading/unloading curves, and then P_m, h_m, C, S_u, W_t, and W_e can be measured and determined for each indentation curve. From these above indentation parameters, dimensionless parameters, such as $G_1 = (P_m/S_u h_m)_{\text{test 1}}$ and $G_2 = (P_m/S_u h_m)_{\text{test 2}}$, are determined using Eq. (31). The unknown parameter α is variated in a wide range of 3–23 with a suitable increment, for example, $\Delta\alpha = 0.1$ in this study, and then the modified iso-line method is used to obtain the values of material properties (σ_y and n) as follows: Both iso-lines including $G_1 = (P_m/S_u h_m)_{\text{test 1}}$ and $G_2 = (P_m/S_u h_m)_{\text{test 2}}$ are drawn in the same ($E_r/\sigma_y - n$) space, and then the intersection of these two iso-lines can be found out. As a result, yield strength σ_y and strain hardening exponent n are determined. The values of σ_y and n are employed to determine the errors of dimensionless functions related to the indentation measurements using Eqs. (32) and (33). In this study, an efficient error (EE) determined as the summation of the square root of ϵ_i^2 as described in Eq. (33) is considered for estimating the plastic property α. Therefore, the values of constitutive parameters (σ_y, n, and α) can be determined by variating the value of α in the wide range of 3–23, leading to the minimum value of EE. There are several methods that can be used to perform the proposed algorithm, for example, the genetic algorithm (GA) option in MATLAB or several feasible

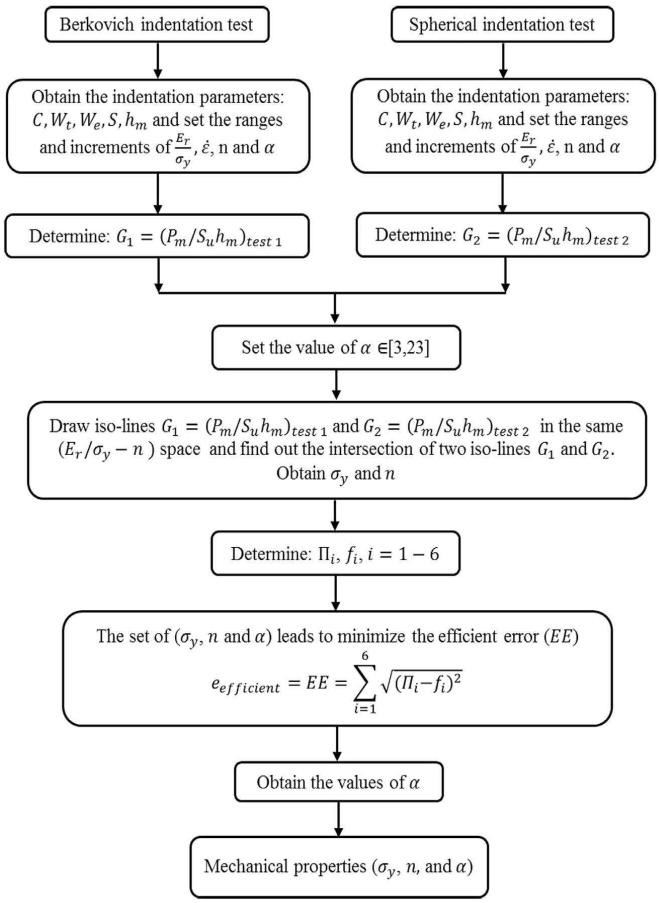


Fig. 14. Flowchart showing how to apply the proposed algorithm.

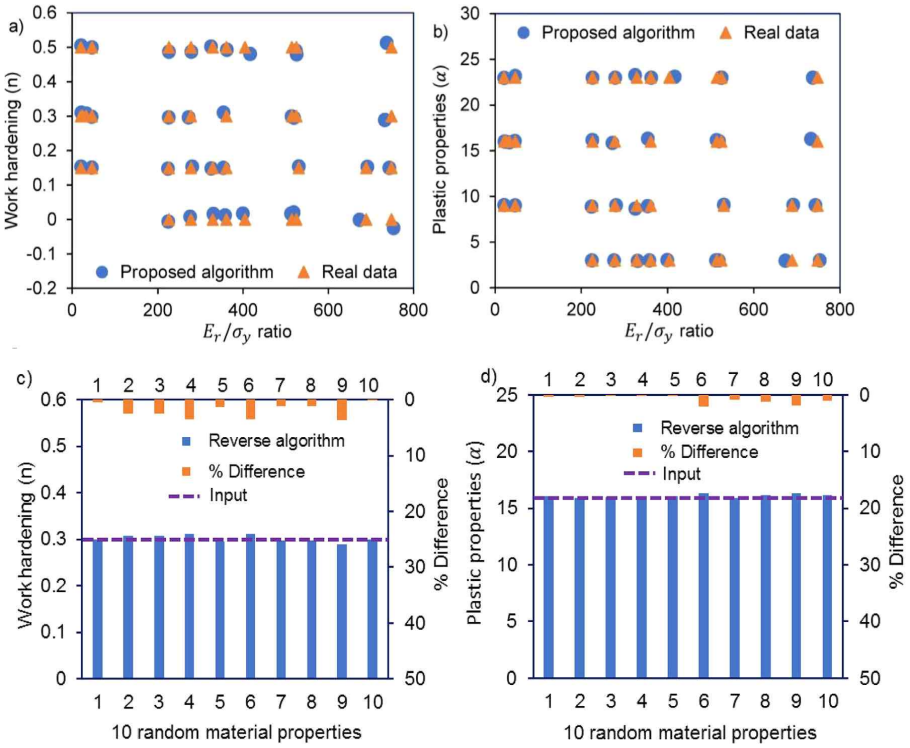


Fig. 15. 80 material properties and those predicted using the proposed algorithm: (a) n; (b) α; (c) Difference between input material properties n to those predicted from the proposed algorithm; (d) Difference between input material properties α to those predicted obtained from the proposed algorithm.

optimization methods.

$$f_1 = \frac{C}{\sigma_y};\ f_2 = \frac{W_t}{\sigma_y h^3};\ f_3 = \frac{W_t}{W_e};\ f_4 = \frac{E_r}{\sigma_y};\ f_5 = \frac{W_t}{\sigma_y h^3};\ f_6 = \frac{W_t}{W_e};$$
$$G_1 = \frac{P_m}{S_{uh_m}};\ G_2 = \frac{P_m}{S_{uh_m}} \tag{31}$$

$$e_i = \Pi_i - f_i;\ i = 1-6 \tag{32}$$

$$e_{efficient} = EE = \sum_{i=1}^{6} \sqrt{e_i^2} \tag{33}$$

5.4. Numerical validation of the proposed algorithm

In this section, the new analysis is validated through the numerical verification based on the response from the indentation FE model. Therefore, FE analyses of the indentation process for 80 selected combinations of material properties and strain rates were conducted to reach the corresponding indentation curves, and then indentation parameters W_t, W_e, C, P_m, and h_m were determined and employed as input data of the proposed algorithm. Figs. 15a and b present a comparison between 80 combinations of input material properties and those predictions from the proposed algorithm. Figs. 15c and 15d show the differences of the predictions of 10 random input material properties with those original values for n and α, respectively. It can be recognized in Fig. 15 that the predictions of all combinations from the proposed algorithm strongly agree with the original data, in which the maximum errors for n and α are 3.68% and 2.52%, respectively. It is important to note that the errors can be reduced by using smaller increments of E_r/σ_y, n, and α during the reverse analyses. The material properties presented in Fig. 15 were obtained using the increments of $E_r/\sigma_y = 5$, $\Delta n = 0.002$, and $\Delta\alpha = 0.1$.

5.5. Experimental validation of the proposed algorithm

In this study, the indentation procedure was used as the nondestructive indentation experiment to estimate the mechanical properties of structural steel, especially for the ratio α, by using the proposed reverse algorithm. To validate this algorithm, loading tensile and constant strain rate indentation tests were performed for SS400 and SM490 structural steel at strain rates of 0.03 s^{-1} and 0.02 s^{-1}, respectively. The loading tensile experiments were performed using a high-speed 250 kN actuator and hydraulic system following the ASTM E8M-13a standard [36]. The mechanical properties of both structural steel obtained by using tensile tests are listed in Table 3. It can be noted that the results of the tensile test for SS400 steel were referenced from a previous work [37].

Non-destructive indentation tests also were performed on room temperature and at least 20 indentations were carried out for each structural steel (SS400 and SM490 steel) by employing continuous contact stiffness (CSM) hardness testing. In this study, the indenter tips were employed for all micro-hardness tests and were made of an industrial diamond with an elastic modulus and Poisson's ratio of 1140 GPa and 0.07, respectively. Indented specimens that have the same size of 20 mm × 12 mm × 8 mm were put in the epoxy matrix molds and then were polished with poly diamond particles, colloidal silica, and several silicon carbides. This procedure allows achievement of seven stages of increasing fineness, where the fineness of the last stage is in the range of 40 nm. The preparation of the indented specimens complied with the

Table 3
Material properties of SS400 and SM490 steel from loading tensile tests.

Materials	Elastic modulus E (GPa)	Yield strength σ_y (MPa)	Work hardening n	Ratio α
SS400 steel	211.5	330.3	0.204	18.1
SM490 steel	210.6	381.5	0.248	12.6

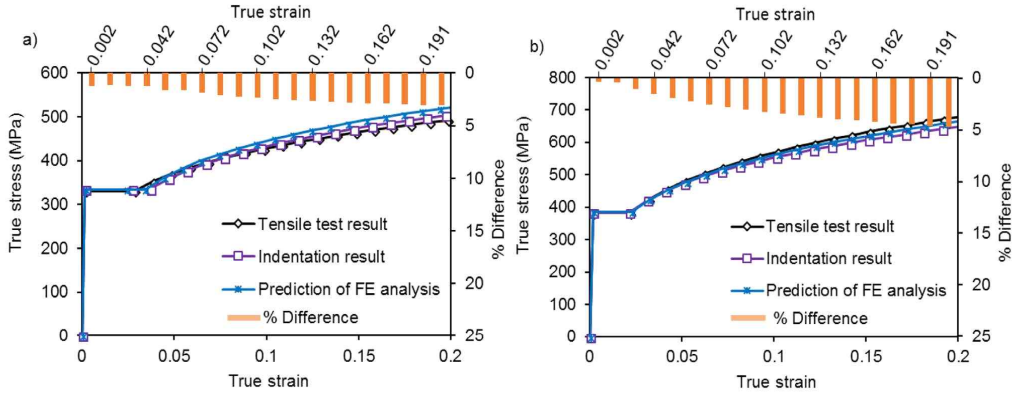


Fig. 16. Comparisons of stress-strain curves obtained from tensile, indentation tests and Finite Element analysis for (a) SS400 steel at a strain rate level of 0.03 s^{-1}, (b) SM490 steel at a strain rate level of 0.02s^{-1}.

ASTM E3-01 standard [38]. All nondestructive indentation tests were performed in displacement control mode with the strain rate level of 0.03 s^{-1} for SS400 steel (0.02 s^{-1} for SM490 steel) and the controlled maximum displacement of 2000 nm without a holding time following ASTM E2546-07 [39] and ISO14577 [40].

From indentation curves measured form micro-Hardness tester, indentation parameters including W_t, W_e, C, P_m, and h_m were easily determined and were used as input data of the proposed algorithm to estimate σ_y, n, and α. Therefore, comparisons of the stress-strain curves obtained from the non-destructive indentation, loading tensile tests, and FE analysis were constructed for both SS400 and SM490 steel as shown in Fig. 16.

Fig. 16 consists of three distinct curves named "Tensile test result", "Indentation test result", and "Prediction of FE analysis", in which prediction of FE analysis is estimated via the characteristics of the applied load-displacement curve obtained from the indentation FE model. First, material properties measured from the traditional loading tensile experiment are used as input data of the indentation FE model to reach the indentation curve. Based on this indentation curve and the proposed algorithm, the parameters of the stress-strain curve (i.e. σ_y, n, and α) are then determined, therefore, this stress-strain curve is referred to as "Prediction of FE analysis". It can be seen from Fig. 16 that indentation results strongly agree with the results obtained from traditional loading tensile tests and FE analyses. Fig. 16 also shows the difference between the true stress-true strain curves obtained from both loading tensile and indentation tests. It can be seen that the average and the maximum difference between both stress-strain curves for SM490 steel are 2.84% (2.91% for SS400 steel) and 4.62% (2.80% for SS400 steel), respectively. It is clear that the maximum difference at all the points in the plastic plateau and strain hardening stages are less than 5% leading to the confidence of the reliability and the accuracy of this proposed algorithm.

6. Application of the proposed algorithm in the investigation of strain rate effects on plastic properties

In this section, the proposed reverse algorithm was applied to investigate the strain rate effects on the mechanical properties of SM490 steel, namely yield strength σ_y, work hardening n, especially for the ratio α. For this purpose, constant loading rate indentation tests were performed on room temperature at the strain rate from 0.04 s^{-1} to 0.4 s^{-1}. Loading work W_t, unloading work W_e, loading curvature C, maximum applied load P_m, and maximum displacement h_m were calculated for each indentation. These indentation parameters then were employed as input data of the proposed reverse algorithm to estimate the material properties as listed in Table 4. Therefore, the relationships between the plastic properties and strain rate indentation of SM490 structural steel were constructed as shown in Figs. 17–19. Fig. 17 presents the relationship between the yield strength and indentation strain rate, in which five indentations are performed for each strain rate. The results show a

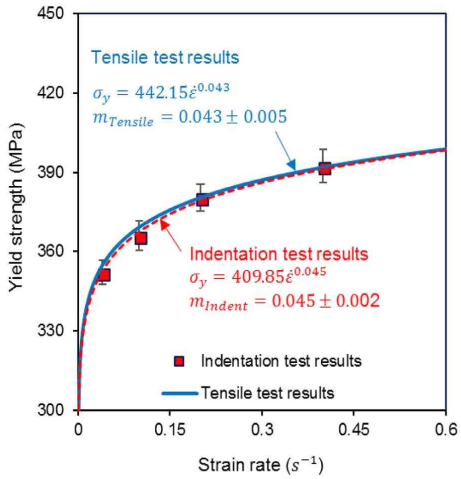


Fig. 17. Comparison of the yield strength values obtained from loading tensile and indentation tests.

Table 4
Indentation parameters of samples at different strain rates.

	Berkovich indenter tests					Spherical indenter tests				Material properties		
	W_t (N.mm)	W_e (N.mm)	C (N/mm2)	P_m (mN)	h_m (nm)	W_t (N.mm)	We (N.mm)	P_m (mN)	h_m (nm)	σ_y (MPa)	n	α
(a) SR = 0.04 s^{-1}												
Test 1	0.1201	0.00307	45,712	181.5	1992.5	0.0993	0.00214	89.88	1999.3	354.49	0.23	13.0
Test 2	0.1197	0.00306	44,699	182.2	2019.0	0.0983	0.00212	88.97	1979.2	355.06	0.20	12.1
Test 3	0.1197	0.00301	44,086	180.6	2024.2	0.0968	0.00206	87.61	1949.0	346.55	0.21	12.1
Test 4	0.1199	0.00303	45,277	185.2	2022.3	0.1003	0.00213	90.78	2007.4	347.42	0.21	12.1
Test 5	0.1228	0.00315	42,726	174.4	2020.5	0.1008	0.00218	91.24	2018.8	356.59	0.20	12.0
(b) SR = 0.1 s^{-1}												
Test 1	0.1386	0.00968	46,224	193.2	2044.6	0.1028	0.00249	92.87	1993.0	371.57	0.22	11.0
Test 2	0.1403	0.00894	45,099	189.1	2047.4	0.1038	0.00249	93.77	2023.0	366.63	0.21	11.3
Test 3	0.1451	0.00980	46,259	193.3	2044.2	0.1023	0.00246	92.42	1983.3	370.48	0.21	11.6
Test 4	0.1332	0.00872	44,663	186.2	2041.6	0.1018	0.00240	91.97	1973.6	358.41	0.21	11.6
Test 5	0.1416	0.00788	45,190	188.0	2039.9	0.1023	0.00245	92.42	1983.3	362.68	0.22	10.1
(a) SR = 0.2 s^{-1}						0.1028						
Test 1	0.1530	0.01145	48,556	209.3	2076.0	0.1065	0.00260	96.41	1998.7	385.41	0.21	10.3
Test 2	0.1512	0.00967	45,722	197.0	2075.5	0.1055	0.00256	95.51	1980.0	382.90	0.21	10.3
Test 3	0.1428	0.00865	45,431	193.7	2064.7	0.1040	0.00251	94.15	1951.8	376.60	0.23	10.1
Test 4	0.1491	0.00902	45,547	194.7	2067.7	0.1075	0.00262	97.32	2017.5	382.82	0.23	10.3
Test 5	0.1479	0.00958	47,468	203.8	2072.1	0.1080	0.00264	97.77	2022.5	384.20	0.23	10.5
(b) SR = 0.4 s^{-1}												
Test 1	0.1730	0.00850	48,734	208.1	2066.3	0.1092	0.00280	99.09	1994.9	393.22	0.23	9.6
Test 2	0.1727	0.00197	49,936	217.0	2084.4	0.1102	0.00280	100.0	2013.1	387.80	0.23	9.6
Test 3	0.1747	0.00205	49,429	215.4	2087.7	0.1087	0.00276	98.63	1985.7	387.41	0.24	9.4
Test 4	0.1677	0.00890	48,905	207.7	2060.6	0.1082	0.00273	98.18	1976.6	385.41	0.21	9.4
Test 5	0.1609	0.00900	49,315	210.0	2063.7	0.1087	0.00277	98.63	1985.7	391.93	0.24	9.8

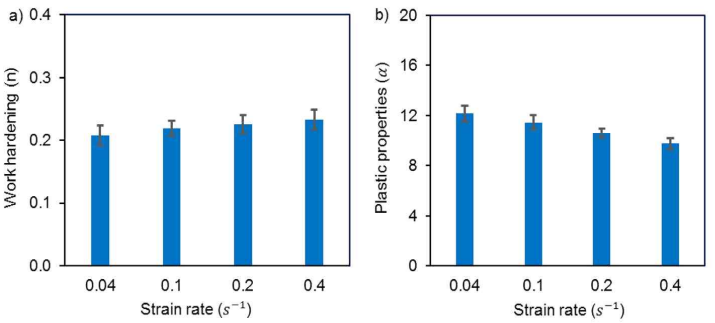


Fig. 18. Strain rate effects on (a) the work hardening (n), (b) the plastic properties (α).

higher yield strength for the higher strain rate condition. It can be seen that yield strength values are highly consistent with the general trend reported for structural steel in the literature [11,12,15,41].

To demonstrate the accuracy and reliability of this proposed algorithm in the investigation of strain rate indentation effects on yield strength, a comparison of the yield strength values obtained from both indentation and dynamic loading tensile tests was established as shown in Fig. 17. As observed there, yield strength values estimated from the characteristics of the indentation curves strongly agree with those measured from dynamic tensile tests with a maximum relative error of 4.86%. From the indentation results, the strain rate equation was constructed as

$$\sigma_y = 409.85\dot{\varepsilon}^{0.045}, \tag{34}$$

where strain rate sensitivity value for indentation model was 0.045 ± 0.002. Furthermore, the strain rate sensitivity value estimated via the loading tensile test results was found to be 0.043 ± 0.005 [15]. It could be seen that strain rate sensitivity determined from the indentation result was consistent with those obtained from the traditional loading tensile test results with a relative error of 4.35%.

The consistency of yield strength from both indentation and tensile tests demonstrates that the application the proposed algorithm in the investigation of the strain rate effect on the mechanical properties of structural steel is efficient. First, since the proposed reverse algorithm is constructed based on the strain rate effects on dual stages of the indentation curve, the yield strength is estimated with high accuracy as shown in Fig. 17. Another innovation of the proposed reverse algorithm is to allow investigation of the strain rate indentation effects on the ratio

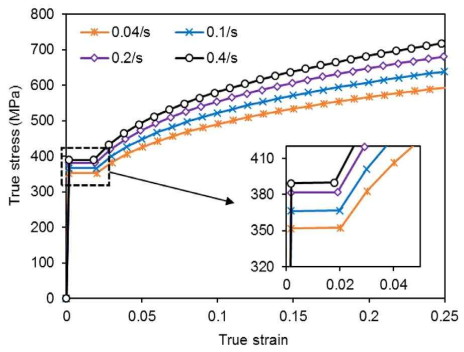


Fig. 19. Stress-strain curves at different strain rate levels of SM490 steel.

α. As mentioned previously, since the previous algorithm uses the ratio α as an input datum [10], the application of this algorithm to access the strain rate effect on the mechanical properties of structural steel, especially for α, is uneconomical and a time-consuming task due to the determination of the required α values for each strain rate level. To overcome this challenge, the proposed algorithm uses six dimensionless functions to directly determine σ_y, n, and α from the results from indented experiment leading to the investigation of the strain rate effect on the ratio α becoming an easy task.

Fig. 18 shows the strain rate effects on the ratio α and work hardening n. The results indicate that work hardening increases from 0.208 to 0.235 as strain rate increases from 0.04 s^{-1} to 0.4 s^{-1}, whereas the ratio α decreases from 12.15 to 9.75 as the strain rate increases from 0.04 s^{-1} to 0.4 s^{-1}. In the previous work [15], by performing the dynamic tensile tests at different test speeds, the results showed that the ratio α decreased from 12.6 to 9.2 as the strain rate increased from 0.02 s^{-1} to 2 s^{-1}. Furthermore, it was reported that work hardening n increased with the increasing strain rate from 0.01 s^{-1} to 10 s^{-1}, and then decreased with a strain rate above 10 s^{-1} [41]. Therefore, the strain rate effects on α and n strongly agree with the results reported in the literature [15,41]. By having σ_y, n, and α at each strain rate level, the stress-strain curves at several other strain rate levels were plotted in Fig. 19. In this figure, the effects of strain rate on yield strength, work hardening, and the ratio α of SM490 steel also were investigated.

7. Conclusions

In this study, a methodology was proposed to determine plastic properties of structural steel including yield strength σ_y, work hardening n, and the plastic property α from the load-depth curves of dual nondestructive indentation tests. Material properties and loading strain rate effects on the indentation response were explored through FE analysis results of the indentation process from 1280 material property combinations. A proposed algorithm for estimating the mechanical properties of structural steel was established in the form of six accurate dimensionless functions. The proposed reverse algorithm was validated through experimental and numerical verifications. The proposed method was applied to investigate the strain rate effects on the plastic properties of SM490 steel, especially for the ratio α. The consistency of the plastic properties, strain rate sensitivity obtained from both indentation and dynamic tensile tests demonstrates the efficiency of the proposed algorithm in the estimation of plastic properties as well as investigation of strain rate effects on the plastic properties of structural steel.

As the proposed method was derived based on the FE analyses with the material properties presented in Table 1, it is obvious that the proposed method can only be used at the limitation of the material property ranges, such as E of $10 \sim 260$ GPa, and so on. For other limitations, the proposed method neglected other systematic effects related to either the performance of the indenter including the blunt indenter tip, the sample surface oxides, and the size effects, such as grain size and the indentation size effects. On the submicron scale, plastic deformation frequently showed a size-dependent phenomenon that can be interpreted via the strain gradient theory, which includes the rule of dislocation. The recent works have indicated that the magnitude of the strain-gradient effects introduces a length scale ($\hat{l}$) that influences both indentation hardness and mechanical properties at shallow indents (i.e. $h \leq 1000\ nm$) [42,43]. The loading curvature and hardness tend to decrease, while the contact stiffness increases as indentation depth increases [44]. To reduce the strain-gradient effects, the proposed method focused on the larger indents (i.e. $h \geq 1000$nm). At these depths, the mechanical properties become stable, and the above effects are a minor factor. Despite the above limitations, this work provided a systematic method to estimate the material properties at a strain rate level. The efficiency and the accuracy of the proposed method were demonstrated with the estimation of the plastic properties as well as in the investigation of the strain rate effects on the plastic properties of structural steel.

Acknowledgments

This research was supported by a grant (17CTAP-C129914-01) from Technology Advancement Research Program (TARP) funded by Ministry of Land, Infrastructure and Transport of Korean government.

References

[1] Aboubakr SH, Kandil UF, Taha MMR. Creep of epoxy- clay nanocomposite adhesive at the FRP interface: a multi-scale investigation. Int J Adhes Adhes 2014;54:1–12.
[2] Oliver WC, Pharr GM. An improved technique for determining hardness and elastic-modulus using load and displacement sensing indentation experiments. J Mater Res 1992;7:1564–83.
[3] Pharr GM. Measurement of mechanical properties by ultra-low load indentation. Mater Sci Eng A 1998;235:151–9.
[4] Kim JJ, Pham TH, Kim SE. Instrumented indentation testing and FE analysis for investigation of mechanical properties in structural steel weld zone. Int J Mech Sci 2015;103:265–74.
[5] Pham TH, Kim SE. Characteristics of microstructural phases relevant to the mechanical properties in structural steel weld zone studied by using indentation. Constr Build Mater 2017;155:176–86.
[6] Dao M, Chollacoop N, Vliet KJV, Venkatesh TA, Suresh S. Computational modeling of the forward and reverse problems in instrumented sharp indentation. Acta Mater 2001;49:3899–918.
[7] Antunes JM, Fernandes JV, Menezes LF, Chaparro BM. A new approach for reverse analyses in depth-sensing indentation using numerical simulation. Acta Mater 2007;55:69–81.
[8] Kang JJ, Becker AA, Sun W. Determining elastic-plastic properties from indentation data obtained from finite element simulations and experimental results. Int J Mech Sci 2012;62:34–46.
[9] Liu Y, Zhao X, Wang D. Determination of the plastic properties of materials treated by ultrasonic surface rolling process through instrumented indentation. Mater Sci Eng A 2014;600:21–31.
[10] Pham TH, Kim JJ, Kim SE. Estimating constitutive equation of structural steel using indentation. Int J Mech Sci 2015;90:151–61.
[11] Chatfield DA, Rote RR. Strain rate effects on properties of high strength, low alloys steels. Soc Automot Eng 1974;740177:1–12.
[12] Manjoine JM. Influence of rate of strain and temperature on yield stresses of mild steel. Trans A S M 1944;66:A211–18.
[13] Davies RG, Magee CL. The effect of strain-rate upon the tensile deformation of materials. J Eng Mater Tech 1975;97:151–5.
[14] Hutchingson JW, Neale KW. Influence of strain-rate sensitivity on necking under uniaxial tension. Acta Metall 1977;25:836–46.
[15] Nguyen NV, Pham TH, Kim SE. Characterization of strain rate effects on the plastic properties of structural steel using nanoindentation. Constr Build Mater 2018;163:305–14.
[16] Hu J, Sun G, Zhang X, Wang G, Jiang Z, Han S, Zhang J, Lian J. Effects of loading strain rate and stacking fault on nanoindentation creep behaviors of nanocrystalline Cu, Ni-2 0wt.% Fe and Ni. J Alloys Comp 2015;647:670–80.
[17] Alao AR, Yin L. Loading rate effect on the mechanical behavior of zirconia in nanoindentation. Mater Sci Eng A 2014;619:247–55.
[18] Xu F, Long ZL, Deng XH, Zhang P. Loading rate sensitivity of nanoindentation creep behavior in a Fe-based bulk metallic glass. Trans Nonferrous Met Soc China 2013;23:1646–51.
[19] Li K, Injeti VSY, Misra RDK, Cai ZH, Ding H. On the strain rate sensitivity of aluminum-containing transformation induced plasticity steels: interplay between TRIP and TWIP effects. Mater Sci Eng A 2018;711:515–23.
[20] Brand L. The Pi theorem of dimensional analysis. Arch Ratio Mech 1957;1:35–45.
[21] Cheng YT, Cheng CM. Can stress-strain relationships be obtained from indentation curves using conical and pyramidal indenters? J Mater Res 1999;14:3493–6.
[22] Chen X, Ogasawara N, Zhao M, Chiba N. On the uniqueness of measuring elastoplastic properties from indentation: the indistinguishable mystical materials. J Mech Phys Solids 2007;55:1618–60.
[23] Phadikar JK, Bogetti TA, Karlsson AM. On the uniqueness and sensitivity of indentation testing of isotropic materials. Int J Solids Struct 2013;50:3242–53.
[24] Alkorta J, Martínez-Esnaola JM, Gil Sevillano J. Absence of one-to-one correspondence between elastoplastic properties and sharp-indentation load penetration data. J Mater Res 2005;20:432–7.
[25] Le MQ. A computational study on the instrumented sharp indentations with dual indenters. Int J Solids Struct 2008;45:2818–35.
[26] Heinrich C, Waas AM, Wineman AS. Determination of material properties using nanoindentation and multiple indenter tips. Int J Solids Struct 2009;46:364–76.
[27] Yonezu A, Kuwahara Y, Yoneda K, Hirahata H, Minoshima K. Estimation of the anisotropic plastic property using single spherical indentation-an FEM study. Comput Mater Sci 2009;47:611–19.
[28] Chun N, Moon J, Lee H-E. Alternative numerical method for identification of flutter on free vibration. Wind Struct 2017;24:351–65.
[29] Moon J, Lehman DE, Roeder CW, Lee HE, Lee TH. Analytical evaluation of reinforced concrete pier and cast-in-steel-shell pile connection behavior considering steel-concrete interface. Adv Mater Sci Eng 2016;2016:1–14.
[30] Moon J, Roeder CW, Lehman DE, Lee HE. Analytical modeling of bending of circular concrete-filled steel tubes. Eng Struct 2012;42:349–61.

[31] Lichinchi M, Lenardi C, Haupt J, Vitali R. Simulation of Berkovich nanoindentation experiments on thin films using finite element method. Thin Solid Films 1998;312:240–8.
[32] Bucaille JL, Stauss S, Felder E, Michler J. Determination of plastic properties of metals by instrumented indentation using different sharp indenters. Acta Mater 2003;51:1663–78.
[33] Le MQ. Material characterization by instrumented spherical indentation. Mech Mater 2012;46:42–56.
[34] Maier V, Durst K, Mueller J, Backes B, Hoppel HW, Goken M. Nanoindentation strain-rate jump tests for determining the local strain-rate sensitivity in nanocrystalline Ni and ultrafi ne-grained Al. J Mater Res 2011;26:1421–30.
[35] Liu Y, Hay J, Wang H, Zhang X. A new method for reliable determination of strain-rate sensitivity of low-dimensional metallic materials by using nanoindentation. Scripta Mater 2014;77:5–8.
[36] E8/E8M-13a ASTM . Standard test methods tension testing of metallic . West Conshohocken, PA: ASTM International ; 2213.
[37] Pham TH, Kim JJ, Kim SE. Estimation of microstructural compositions in the weld zone of structural steel using nanoindentation. J Constr Steel Reach 2014;99:121–8.
[38] ASTM E3-01. Standard guide for preparation of metallographic specimens. West Conshohocken, PA: ASTM International; 2007.
[39] ASTM E2546-07. Standard practice for instrumented indentation testing. West Conshohocken, PA: ASTM International; 2007.
[40] ISO 14577. Metallic materials-instrumented indentation test for hardness and materials parameters. Geneva, Switzerland: International Organization for Standardization; 2002.
[41] Kasada R, Ishii D, Ando M, Tanigawa H, Ohata M, Konoshi S. Dynamic tensile properties of reduced activation ferritic steel F82H. Fusion Eng Des 2015;100:146–51.
[42] Nix WD, Gao H. Indentation size effects in crystalline materials: a law for strain gradient plasticity. J Mech Phys Solids 1998;46:411–25.
[43] Rodriguez R, Gutierrez I. Correlation between nanoindentation and tensile properties influence of the indentation size effect. Mater Sci Eng 2003;A361:377–84.
[44] Li X, Bhushan B. A review of nanoindentation continuous stiffness measurement technique and its applications. Mater Charact 2002;48:11–36.

부록 3.

특허 성과

관 인 생 략

출 원 번 호 통 지 서

출 원 일 자	2018.12.13
특 기 사 항	심사청구(유) 공개신청(무) 참조번호(P2018632)
출 원 번 호	10-2018-0161086 (접수번호 1-1-2018-1253738-91)
출원인 명칭	세종대학교산학협력단(2-2005-011470-2) 외 1명
대 리 인 성 명	특허법인(유)화우(9-2006-100002-2)
발 명 자 성 명	김승억 김정중
발 명 의 명 칭	재난에 의한 구조물의 취약도 예측 장치 및 방법

특 허 청 장

<< 안내 >>

1. 귀하의 출원은 위와 같이 정상적으로 접수되었으며, 이후의 심사 진행상황은 출원번호를 통해 확인하실 수 있습니다.

2. 출원에 따른 수수료는 접수일로부터 다음날까지 동봉된 납입영수증에 성명, 납부자번호 등을 기재하여 가까운 우체국 또는 은행에 납부하여야 합니다.
※ 납부자번호 : 0131(기관코드) + 접수번호

3. 귀하의 주소, 연락처 등의 변경사항이 있을 경우, 즉시 [특허고객번호 정보변경(경정), 정정신고서]를 제출하여야 출원 이후의 각종 통지서를 정상적으로 받을 수 있습니다.
※ 특허로(patent.go.kr) 접속 > 민원서식다운로드 > 특허법 시행규칙 별지 제5호 서식

4. 특허(실용신안등록)출원은 명세서 또는 도면의 보정이 필요한 경우, 등록결정 이전 또는 의견서 제출기간 이내에 출원서에 최초로 첨부된 명세서 또는 도면에 기재된 사항의 범위 안에서 보정할 수 있습니다.

5. 외국으로 출원하고자 하는 경우 PCT 제도(특허·실용신안)나 마드리드 제도(상표)를 이용할 수 있습니다. 국내출원일을 외국에서 인정받고자 하는 경우에는 국내출원일로부터 일정한 기간 내에 외국에 출원하여야 우선권을 인정받을 수 있습니다.
※ 제도 안내 : http://www.kipo.go.kr-특허마당-PCT/마드리드
※ 우선권 인정기간 : 특허·실용신안은 12개월, 상표·디자인은 6개월 이내
※ 미국특허상표청의 선출원을 기초로 우리나라에 우선권주장출원 시, 선출원이 미공개상태이면, 우선일로부터 16개월 이내에 미국특허상표청에 [전자적교환허가서(PTO/SB/39)를 제출하거나 우리나라에 우선권 증명서류를 제출하여야 합니다.

6. 본 출원사실을 외부에 표시하고자 하는 경우에는 아래와 같이 하여야 하며, 이를 위반할 경우 관련법령에 따라 처벌을 받을 수 있습니다.
※ 특허출원 10-2010-0000000, 상표등록출원 40-2010-0000000

발급일자 : 20181113 1/3

2018-12-13

【서지사항】

【서류명】	특허출원서
【참조번호】	P2018632
【출원구분】	특허출원
【출원인】	
【명칭】	세종대학교산학협력단
【특허고객번호】	2-2005-011470-2
【출원인】	
【명칭】	경남대학교 산학협력단
【특허고객번호】	2-2005-017212-6
【대리인】	
【명칭】	특허법인(유)화우
【대리인번호】	9-2006-100002-2
【지정된변리사】	김성규,신재열,이진식
【발명의 국문명칭】	재난에 의한 구조물의 취약도 예측 장치 및 방법
【발명의 영문명칭】	Device for Predicting Fragility of Structures due to Disasters and the Method
【발명자】	
【성명】	김승억
【성명의 영문표기】	Seung-Eock Kim
【주민등록번호】	600626-1XXXXXX
【우편번호】	05006

2018-12-13

【주소】 서울특별시 광진구 능동로 209 세종대학교 충무관 713호

【발명자】

【성명】 김정중

【성명의 영문표기】 Jung-Joong Kim

【주민등록번호】 711013-1XXXXXX

【우편번호】 51364

【주소】 경상남도 창원시 마산회원구 양덕로 120 금천빌딩 609호

【출원언어】 국어

【심사청구】 청구

【이 발명을 지원한 국가연구개발사업】

【과제고유번호】 1615009745

【부처명】 국토교통부

【연구관리 전문기관】 국토교통과학기술진흥원

【연구사업명】 국토교통기술촉진연구

【연구과제명】 나노압입을 이용한 강구조의 변형률 속도효과 분석 및 지진 취약도 진단기법 개발 연구

【기여율】 1/1

【주관기관】 세종대학교산학협력단

【연구기간】 2018.01.01 ~ 2018.12.31

【취지】 위와 같이 특허청장에게 제출합니다.

대리인 특허법인(유)화우 (서명 또는 인)

2018-12-13

【수수료】

【출원료】	0	면	46,000 원
【가산출원료】	35	면	0 원
【우선권주장료】	0	건	0 원
【심사청구료】	8	항	495,000 원

【합계】 541,000 원

【감면사유】 전담조직(50%감면)[2]

【감면후 수수료】 270,500 원

【첨부서류】 1.기타첨부서류[세종대위임장]_1통 2.기타첨부서류[경남대위임장]_1통

1 : 기타첨부서류
PDF 파일 첨부

2 : 기타첨부서류
PDF 파일 첨부

40-3

【발명의 설명】

【발명의 명칭】

재난에 의한 구조물의 취약도 예측 장치 및 방법{Device for Predicting Fragility of Structures due to Disasters and the Method}

【기술분야】

【0001】 본 발명은 재난에 의한 구조물의 취약도 예측 장치 및 방법에 관한 것으로, 보다 상세하게는 데이터베이스의 재난 정보를 이용하여 재난 크기와 구조물 손상도에 대하여 구간별로 취약도 곡선을 도출하고, 도출된 취약도 곡선에 기반하여 입력된 특정 재난 크기와 특정 구조물의 정보를 바탕으로 예측되는 취약도를 산출하는 재난에 의한 구조물의 취약도 예측 장치 및 방법에 관한 것이다.

【발명의 배경이 되는 기술】

【0002】 재난 중에서 자연현상으로 인하여 피해가 발생하거나 예상되는 경우를 자연재난이라 하며, 사회 시설물에 영향을 주는 재난으로는 태풍, 홍수, 해일, 지진 등이 있다. 다양한 분야에서 재난의 크기에 따른 시설물의 피해(재해)에 대하여 사전에 예측하기 위한 다양한 방법론이 제안되고 있다.

【0003】 그 중에서 취약도 곡선은 재난의 크기에 따른 피해에 대하여 통상적인 피해정도를 예측하기 위하여 기존의 피해정보를 바탕으로 도출된 곡선이며, 이러한 취약도 곡선은 특히 지진 공학분야에서 지진의 규모에 따른 구조물의 손상정도를 산정하기 위하여 많이 활용되고 있다.

【0004】 한편, 전통적인 확률 이론은 구조 공학의 불확실성을 모델링하는데 활용되었으며, 특히 구조적 안전성에 대한 신뢰도를 다루기 위하여 사용되었다. 그러나, 확률 이론에서 다루어지는 불확실성(Uncertainty)은 무작위적이기 때문에 불명확성(Non-specificity), 모호성(Fuzziness) 및 충돌(Strife)과 같은 다른 유형의 불확실성을 모델링하는데 한계가 있었다.

【0005】 불명확성(Non-specificity)은 여러 모델링 대안 중에서 선택하기 어려움을 나타내고, 모호성(Fuzziness)은 모델링 매개 변수의 명확하지 않은 경계를 나타내며, 충돌(Strife)은 대안들 간의 갈등으로 인한 불확실성을 표현하며, 과거 이들 불확실성(Uncertainty)의 적절한 모델링을 위한 많은 이론들이 제안된 바 있다.

【0006】 다시 상기 취약도 곡선에 대하여 설명하면, 통상적으로 취약도 곡선은 확률 이론(Probability theory)에 기반한 확률 밀도 함수를 활용함에 따라 피해에 대하여 합리적인 예측을 제공할 수는 있으나, 상술한 불확실성(Uncertainty)을 고려하지 못함에 따라 비교적 지진의 규모가 작은 경우에 발생될 수 있는 낮은 가능성의 피해는 간과될 소지가 있었다.

【0007】 이와 관련된 선행기술문헌으로는 대한민국 공개특허 제10-2016-0116400호 '지진으로 인한 건축물 붕괴에 따른 손실평가방법'(2016. 10. 10. 공개, 이하 '선행기술문헌 1'이라 한다)이 있다.

【0008】상기 선행기술문헌 1은 몬테카를로 시뮬레이션(Monte-Carlo Simulation)을 적용한 건축물의 손실을 산정하는 알고리즘으로 다양한 크기의 지진에 의해 발생할 수 있는 건축물의 붕괴를 예측하고자 하였다. 그러나, 건축물의 붕괴를 예측하는 방법론이 상술한 확률론적 접근방식에서 벗어나지 못하여, 여전히 모델링에 있어 불확실성을 고려하지 못하는 한계가 있다.

【0009】한편, 증거이론에 기반한 산사태 예측방법에 관한 발명으로서, 대한민국 등록특허 제10-1280389호 '지반재해 발생 예측 시스템 및 방법'(2013. 6. 25. 등록, 이하 '선행기술문헌 2'라 한다)이 제안된 바 있다.

【0010】상기 선행기술문헌 2는 산사태 위험도 분석을 위해 산사태 발생의 위치정보와 지형, 지질, 임상, 토양, 토지이용 등의 자료를 이용하고 지반침하 위험도를 분석하기 위해 지반침하 발생의 위치정보와 지형, 지질, 시추공자료, 갱내도 및 토지이용 등의 자료를 이용하여 불확실성을 고려하기 위해 Evidential Belief Function 분석을 수행할 수 있는 분석부를 바탕으로, 정량적인 지반재해 발생 예측분석을 수행할 수 있는 예측시스템을 제공하고자 하였다.

【0011】그러나, 상기 선행기술문헌 2는 Evidential Belief Function 분석을 통한 Belief, Disbelief, Uncertainty, Plausibility 함수의 신뢰도에만 전적으로 의존함에 따라 종래의 확률 이론의 예측 결과와 비교하여 유의미한 차이를 확보하는데에 한계가 있었다.

【발명의 내용】

【해결하고자 하는 과제】

【0012】 본 발명은 상기한 문제점을 해결하기 위하여 안출된 것으로, 종래 취약도 곡선을 작성하기 위한 데이터에 존재하는 불확실성(Uncertainty)을 해소하기 위한 고유한 방법론을 제안함으로써, 재난의 규모와 무관하게 미약하게 나마 발생될 가능성이 있는 피해를 종합적으로 고려할 수 있으며, 나아가 구조물의 속성을 추가적으로 고려하여 보다 정확도를 높일 수 있는 재난에 의한 구조물의 취약도 예측 장치 및 방법을 제공하는데 그 목적이 있다.

【과제의 해결 수단】

【0013】 본 발명의 재난에 의한 구조물의 취약도 예측 장치(DE)는, 과거에 발생된 복수의 재난에 대하여 각각의 재난 크기와 상기 재난에 따른 각 구조물 손상도를 포함하는 재난 정보(DI)가 저장된 데이터베이스(D)를 활용하여 특정 재난의 발생시 예측되는 특정 구조물의 취약도를 결정하는 시스템(ST)에 있어서, 상기 데이터베이스(D)의 재난 정보(DI)를 이용하여 재난 크기와 구조물 손상도(“없음(None)”, “약함(Slight)”, “중간(Moderate)”, “심함(Extensive)”, “붕괴(Collapse)”를 포함)에 대하여 구간별로 취약도 곡선을 도출하는 취약도 곡선 도출부(10); 예측하고자 하는 특정 재난 크기와 특정 구조물에 대한 정보를 입력하는 정보 입력부(20); 및 도출된 취약도 곡선에 기반하여 입력된 특정 재난 크기와 특정 구조물의 정보를 바탕으로 예측되는 취약도를 산출하는 취약도 산출부(30);를 포함한다.

【0014】 또한, 상기 취약도 곡선 도출부(10)는, 재난 크기에 대한 구간별로 구조물 손상도에 근거한 구간별 신뢰도(Degree of Belief, m)를 0 과 1 사이의 값으로 부여하되, 재난 크기에 대한 하나의 구간에 포함되는 구조물 손상도의 구간별 신뢰도의 합은 1이 되도록 산출하는 신뢰도 산출모듈(11); 산출된 신뢰도를 이용하여 재난 크기에 대한 구간별로 구조물 손상도에 대한 구간별 가능도(Possibility, π)를 0 과 1 사이의 값으로 산출하는 가능도 산출모듈(12); 산출된 가능도를 이용하여 재난의 크기에 대한 구간별로 구조물 손상도에 근거한 구간별 확실률(Certainty)를 0 과 1 사이의 값으로 산출하는 확실률 산출모듈(13); 및 산출된 확실률에 근거하여 재난 크기와 구조물 손상도에 대하여 구간별로 취약도 곡선을 도출하는 취약도 도출모듈(14);을 포함할 수 있다.

【0015】 또한, 상기 신뢰도 산출모듈(11)은, 상기 구조물 손상도에 근거하여

$N = \{dN, dS, dM, dE, dC\}$
$S = \{dS, dM, dE, dC\}$
$M = \{dM, dE, dC\}$
$E = \{dE, dC\}$
$C = \{dC\}$

의 집합을 도출하고, $m_{ij} = \frac{N_{ij}}{\sum_{j=N,S,M,E,C\ldots} N_{ij}}$ 의 수식으로 신뢰도를 산출할 수 있다.

【0016】 또한, 상기 신뢰도 산출모듈(11)은, 구조물의 속성에 따른 가중치(w_j)를 고려하여 의 수식으로 신뢰도를 산출할 수 있다.

【0017】 또한, 상기 가능도 산출모듈(12)은, $\pi(dk) = \sum_{dk \in A} m(A)$ 의 수식으로 가능도를 산출할 수 있다.

【0018】 그리고 상기 확실률 산출모듈(13)은, 산출된 가능도(π)를 바탕으로 $pos(A)=Max\{\pi(dk):dk\in A\}$ 의 수식으로 가능률(*pos*)을 산출하고, $cert(A)=1-pos(\overline{A})$ 의 수식으로 확실률(Certainty, *cert*)을 산출할 수 있다.

【0019】 한편, 본 발명의 재난에 의한 구조물의 취약도 예측방법(ME)에 의하면, 과거에 발생된 복수의 재난에 대하여 각각의 재난 크기와 상기 재난에 따른 각 구조물 손상도를 포함하는 재난 정보(DI)가 저장된 데이터베이스(D)를 활용하여 특정 재난의 발생시 예측되는 특정 구조물의 취약도를 결정하는 방법(ME)에 있어서, 취약도 곡선 도출부(10)가 상기 데이터베이스(D)의 재난 정보(DI)를 이용하여 재난 크기와 구조물 손상도(“없음(None)”, “약함(Slight)”, “중간(Moderate)”, “심함(Extensive)”, “붕괴(Collapse)”를 포함)에 대하여 구간별로 취약도 곡선을 도출하는 취약도 곡선 도출단계(S10); 및 취약도 산출부(30)가 도출된 취약도 곡선에 기반하여 정보 입력부(20)를 통해 입력된 특정 재난 크기와 특정 구조물의 정보를 바탕으로 예측되는 취약도를 산출하는 취약도 산출단계(S20);를 포함한다.

【0020】 그리고 상기 취약도 곡선 도출단계(S10)는, 취약도 곡선 도출부(10)가 재난 크기에 대한 구간별로 구조물 손상도에 근거한 구간별 신뢰도(Degree of Belief, *m*)를 0 과 1 사이의 값으로 부여하되, 재난 크기에 대한 하나의 구간에 포함되는 구조물 손상도의 구간별 신뢰도의 합은 1이 되도록 산출하는 신뢰도 산출단계(S11); 취약도 곡선 도출부(10)가 산출한 신뢰도를 이용하여 재난 크기에 대한 구간별로 구조물 손상도에 대한 구간별 가능도(Possibility, π)를 0 과 1 사이의

값으로 산출하는 가능도 산출단계(S12); 취약도 곡선 도출부(10)가 산출한 가능도를 이용하여 재난의 크기에 대한 구간별로 구조물 손상도에 근거한 구간별 확실률(Certainty)를 0 과 1 사이의 값으로 산출하는 확실률 산출단계(S13); 및 취약도 곡선 도출부(10)가 산출한 확실률에 근거하여 재난 크기와 구조물 손상도에 대하여 구간별로 취약도 곡선을 도출하는 취약도 도출단계(S14);를 포함할 수 있다.

【발명의 효과】

【0021】 상기한 본 발명의 재난에 의한 구조물의 취약도 예측 장치 및 방법에 의하면, 데이터베이스의 재난 정보를 이용하여 재난 크기와 구조물 손상도에 대한 구간별로 취약도 곡선을 도출하고, 이를 바탕으로 특정 재난 크기와 특정 구조물에 대한 취약도를 도출할 수 있으므로 임의적인 수학적 함수의 가정없이 빅데이터에 근거한 현실적인 결과를 기대할 수 있다.

【0022】 또한, 재난 크기에 대한 하나의 구간에 포함되는 구조물 손상도의 구간별 신뢰도를 산출하고, 재난 크기에 대한 구간별로 구조물 손상도에 대한 구간별 가능도를 산출하며, 재난의 크기에 대한 구간별로 구조물 손상도에 근거한 구간별 확실률을 산출함으로써, 종래 취약도 곡선을 작성하기 위한 데이터에 존재하는 불확실성(Uncertainty)을 해소할 수 있다.

【0023】 이로써, 재난의 규모와 무관하게 미약하게 나마 발생될 가능성이 있는 피해를 종합적으로 고려할 수 있다.

【0024】 나아가 구조물의 속성을 추가적으로 고려하여 가중치를 적용함으로써 보다 정확도를 높일 수 있는 재난에 의한 구조물의 취약도 예측 장치 및 방법을 제공할 수 있는 기술적 효과가 있다.

【도면의 간단한 설명】

【0025】 도 1은 본 발명의 재난에 의한 구조물의 취약도 예측 시스템의 구성을 개략적으로 나타낸 개념도.

도 2는 본 발명의 일 실시예에 따른 예측 장치의 하드웨어 구성도를 나타낸 블록도.

도 3은 본 발명의 예측 장치에 구현되는 일 실시예에 따른 취약도 곡선 도출부를 도시한 블록도.

도 4는 본 발명의 재난에 의한 구조물의 취약도 예측 방법의 시계열적 순서를 도시한 블록도.

【발명을 실시하기 위한 구체적인 내용】

【0026】 이하, 본 발명의 재난에 의한 구조물의 취약도 예측 장치(DE) 및 방법(ME)에 대하여 첨부한 도면을 바탕으로 상세하게 설명한다.

【0027】 도 1은 본 발명의 재난에 의한 구조물의 취약도 예측 시스템(ST)을 도시한 블록도로 과거에 발생된 복수의 재난에 대하여 각각의 재난 크기와 상기 재난에 따른 각 구조물 손상도를 포함하는 재난 정보(DI)가 저장된 데이터베이스(D)와, 취약도 곡선을 도출하는 취약도 곡선 도출부(10), 예측하고자 하는 특정 재난

크기와 특정 구조물에 대한 정보를 입력하는 정보 입력부(20) 및 예측되는 취약도를 산출하는 취약도 산출부(30)를 포함하는 취약도 예측 장치(DE), 그리고 필요에 따라 각종 정보를 취약도 예측 장치(DE)에 입력하거나 상기 취약도 예측 장치(DE)가 산출한 정보를 제공받는 단말기(T)를 포함할 수 있다.

【0028】 또한, 상기 데이터베이스(D), 예측 장치(DE) 및 단말기(T)는 상호 통신망을 통하여 정보를 송수신할 수 있다. 이 경우, 통신망은 유무선 인터넷, 인트라넷, LAN 등과 같은 다양한 방식의 통신망을 이용하여 통신할 수 있으며, 상기 단말기(T)는 태블릿 PC, 노트북 또는 데스크탑 등 다양한 기기가 이용될 수 있다.

【0029】 한편, 본 발명에서 정의하는 "예측 장치(DE)"는 노트북, 컴퓨터, 스마트폰 또는 스마트패드(E-PAD)등과 같은 단말 상에서 구현되는 중앙처리장치를 의미하며, 서버의 형태로서 인터넷을 통해 소정의 서비스를 제공할 수 있는 형태일 수 있으며, 사용자는 자신의 컴퓨터나 스마트폰 또는 스마트패드 등과 같은 단말을 이용해 서버에 네트워크로 접속하여 제공하는 서비스를 이용할 수 있으며, 도 2에 도시된 바와 같이 하나 이상의 프로세서, 네트워크 인터페이스, 상기 프로세서에 의해 수행되는 컴퓨터 프로그램을 로드하는 메모리, 대용량 네트워크 데이터 및 컴퓨터 프로그램을 저장하는 스토리지 및 시스템 버스를 포함하도록 구현될 수 있다.

【0030】 또한, 명세서에서 기술한 '부' 또는 '모듈'이란, "하드웨어 또는 소프트웨어의 시스템을 변경이나 플러그인 가능하도록 구성한 블록"을 의미하는 것으로서, 즉 하드웨어나 소프트웨어에 있어 특정 기능을 수행하는 하나의 단위 또는 블록을 의미한다.

【0032】도 1에 도시된 바와 같이 본 발명의 재난에 의한 구조물의 취약도 예측 시스템(ST)의 취약도 예측 장치(DE)는, 과거에 발생된 복수의 재난에 대하여 각각의 재난 크기와 상기 재난에 따른 각 구조물 손상도를 포함하는 재난 정보(DI)가 저장된 데이터베이스(D)를 활용하여 특정 재난의 발생시 예측되는 특정 구조물의 취약도를 결정한다.

【0033】본 발명은 각종 자연재난으로부터 발생되는 구조물의 피해(재해)를 최소화하기 위하여 사전에 이를 예측하고 대비하기 위하여 제안된 것으로, 본 발명의 구조물은 건축 구조물은 물론 각종 사회 기반시설물을 포괄할 수 있다. 이들 구조물은 사용연한에 따라 지속적으로 관리가 요구되며, 이에 따라 재난에 의한 구조물의 손상도는 주요한 측정의 대상이 된다. 다만, 본 발명에서 정의하는 재난은 지진, 해일, 태풍, 홍수 등 중에서 적어도 어느 하나일 수 있다.

【0034】상기 데이터베이스(D)에 저정되는 재난 정보(DI)로서 재난 크기는 재난의 종류에 따라 달라질 수 있으며, 예컨데 지진의 경우에는 최대지반가속도(peak ground acceleration, PGA)가 기준이 될 수 있다. 또한, 구조물 손상도는 재난의 종류나 구획하는 구간의 수에 따라 달라질 수 있으나, 적어도 “없음(None)”, “약함(Slight)”, “중간(Moderate)”, “심함(Extensive)”, “붕괴(Collapse)”를 포함하는 5개의 등급을 포함하도록 정의한다.

【0035】 한편, 취약도 곡선 도출부(10)는 상기 데이터베이스(D)의 재난 정보(DI)를 이용하여 재난 크기와 구조물 손상도에 대하여 구간별로 취약도 곡선을 도출한다. 이로써, 데이터베이스(D)의 재난 정보를 이용하여 재난 크기와 구조물 손상도에 대한 구간별로 취약도 곡선을 도출할 수 있고, 이를 근거로 특정 재난 크기와 특정 구조물에 대한 취약도를 도출할 수 있으므로 임의적인 수학적 함수의 가정 없이 빅데이터에 근거한 현실적인 결과를 기대할 수 있다.

【0036】 보다 구체적으로, 도 3에 도시된 바와 같이 상기 취약도 곡선 도출부(10)는 신뢰도 산출모듈(11), 가능도 산출모듈(12), 확실률 산출모듈(13) 및 취약도 도출모듈(14)를 포함할 수 있다.

【0037】 상기 신뢰도 산출모듈(11)은 재난 크기에 대한 구간별로 구조물 손상도에 근거한 구간별 신뢰도(Degree of Belief, m)를 0 과 1 사이의 값으로 부여하되, 재난 크기에 대한 하나의 구간에 포함되는 구조물 손상도의 구간별 신뢰도의 합은 1이 되도록 산출할 수 있다.

【0038】 일 실시예로 상기 신뢰도 산출모듈(11)은 상기 구조물 손상도에 근거하여 하기한 수학식 1과 같은 집합을 도출한다.

【0040】 **【수학식 1】**

$$N = \{dN, dS, dM, dE, dC\}$$
$$S = \{dS, dM, dE, dC\}$$
$$M = \{dM, dE, dC\}$$
$$E = \{dE, dC\}$$
$$C = \{dC\}$$

【0041】(*dN, dS, dM, dE, dC*는 각각 없음(None), 약함(Slight), 중간(Moderate), 심함(Extensive), 붕괴(Collapse)만의 사건)

【0043】상기 수학식 1에서 집합 '*N*'이 의미하는 바는 단순히 손상이 없는 경우만을 의미하는 집합이 아니라, 손상이 없어 보이지만 실질적으로는 손상이 약하게(Slight) 발생하였거나, 중간정도(Moderate)이거나, 심하게(Extensive) 발생하였거나, 심지어 붕괴(Collapse)된 상태일 수 있음을 전제하여 이를 모두 포함하는 집합으로 정의한다.

【0044】마찬가지로, 집합 '*S*'가 의미하는 바는 손상이 없는 것은 아니지만, 약함(Slight)은 물론 중간(Moderate), 심함(Extensive), 붕괴(Collapse)를 포함할 수 있음 의미한다. 따라서, 집합 '*M*', 집합 '*E*', 집합 '*C*'에 대하여도 동일하게 집합을 정의한다. 이때, 상기 수학식 1에서 *dN, dS, dM, dE, dC*는 각각 손상없음, 약한손상, 중간손상, 심한손상, 붕괴만의 사건을 나타낸다.

【0046】이하에서는 재난으로서 지진의 예에 대하여 재난 크기로서 PGA를 적용한 사례를 바탕으로, 수학식 1에 근거하여 도출된 집합과, 재난 크기에 대한 구간별 구조물 손상도에 근거한 각 집합과 집합별 사건의 수를 정리한 표 1의 사례로 설명한다. 상기 표 1에서 각 재난 크기에 대한 구간별 사건의 총수는 모두 10건이

며, 집합의 포함관계는 $N \supset S \supset M \supset E \supset C$ 가 된다.

【0048】 **【표 1】**

지진에 의한 재난 크기(PGA) 구간별 구조물 손상도에 근거한 집합을 기반으로 사건 수를 정리한 표

PGA(g)	>None	>Slight	>Moderate	>Extensive	>Collapse
0~0.1	10	1	0	0	0
0.1~0.2	10	2	0	0	0
0.2~0.3	10	3	2	0	0
0.3~0.4	10	6	4	0	0
0.4~0.5	10	7	5	0	0
0.5~0.6	10	8	6	1	0
0.6~0.7	10	10	7	2	1
0.7~0.8	10	10	8	3	1
0.8~0.9	10	10	9	5	3
0.9~1	10	10	10	6	5

【0050】 상기 신뢰도 산출모듈(11)은 상기 구조물 손상도에 근거하여 도출한 집합에 대한 구간별도 하기 수학식 2에 의하여 신뢰도를 산출한다.

【0052】 **【수학식 2】**

$$m_{ij} = \frac{N_{ij}}{\sum_{j=N,S,M,E,C\ldots} N_{ij}}$$

【0053】(*m*은 신뢰도, *i*는 재난 크기별 구간, *j*는 구조물 손상도에 근거한 집합)

【0055】앞서 설명한 바와 같이 상기 수학식 2에 있어서, 구조물 손상도에 근거한 구간 *j*는 손상도를 구간별로 구분한 것이 아니라 수학식 1에 의하여 도출된 집합 *N*, *S*, *M*, *E*, *C*에 대한 신뢰도를 의미한다.

【0056】상기 수학식 2에 의하면 재난 크기에 대한 구간별로 구조물 손상도에 근거한 구간별 신뢰도(Degree of Belief, *m*)는 0 과 1 사이의 값으로 산출하되, 재난 크기에 대한 하나의 구간에 포함되는 구조물 손상도의 구간별 신뢰도의 합은 1이 된다.

【0057】수학식 2에 근거하여 표 1의 사례를 바탕으로 신뢰도를 산출하면 표 2와 같다.

【0059】**【표 2】**

표 1의 지진에 의한 재난 크기(PGA) 구간별 구조물 손상도에 근거한 집합을 기반으로 신뢰도를 정리한 표

PGA(g)	>None	>Slight	>Moderate	>Extensive	>Collapse
0~0.1	90.9%	9.1%	0.0%	0.0%	0.0%
0.1~0.2	83.3%	16.7%	0.0%	0.0%	0.0%
0.2~0.3	66.7%	20.0%	13.3%	0.0%	0.0%
0.3~0.4	50.0%	30.0%	20.0%	0.0%	0.0%
0.4~0.5	45.5%	31.8%	22.7%	0.0%	0.0%
0.5~0.6	40.0%	32.0%	24.0%	4.0%	0.0%
0.6~0.7	33.3%	33.3%	23.3%	6.7%	3.3%

0.7~0.8	31.3%	31.3%	25.0%	9.4%	3.1%
0.8~0.9	27.0%	27.0%	24.3%	13.5%	8.1%
0.9~1	24.4%	24.4%	24.4%	14.6%	12.2%

【0061】상기 가능도 산출모듈(12)은, 산출된 신뢰도를 이용하여 재난 크기에 대한 구간별로 구조물 손상도에 대한 구간별 가능도(Possibility, π)를 0 과 1 사이의 값으로 산출한다. 일 실시예로 상기 가능도 산출모듈(12)은 하기한 수학식 3에 근거하여 가능도를 산출할 수 있다.

【0063】**【수학식 3】**

$$\pi(dk)=\sum_{dk\in A} m(A)$$

【0064】(π는 가능도, *dk*는 *dN, dS, dM, dE, dC*, *A*는 집합 *N, S, M, E, C*를 의미)

【0066】예를 들어 *dM*의 가능도(π)는 *dM*이 속한 집합인 *N, S, M*의 신뢰도 *m*을 더한 값으로 산출되며, 표 2의 신뢰도에 근거하여 가능도를 도출하면 표 3과 같다.

【0068】 **【표 3】**

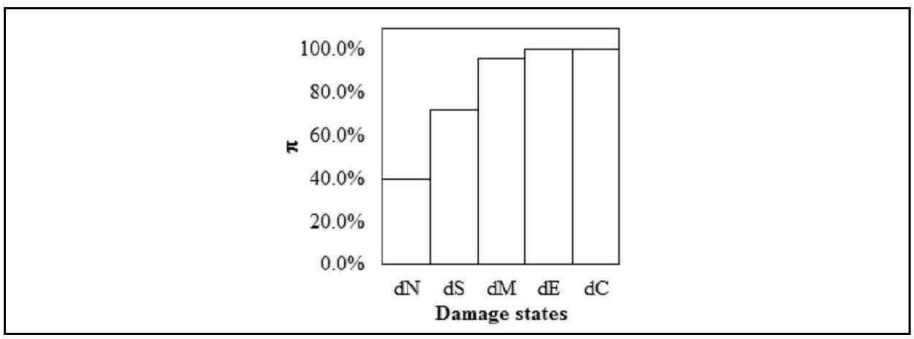
표 1의 지진에 의한 재난 크기(PGA) 구간별 구조물 손상도 구간별 가능도를 정리한 표

PGA(g)	*dN*	*dS*	*dM*	*dE*	*dC*
0~0.1	90.9%	100.0%	100.0%	100.0%	100.0%
0.1~0.2	83.3%	100.0%	100.0%	100.0%	100.0%
0.2~0.3	66.7%	86.7%	100.0%	100.0%	100.0%
0.3~0.4	50.0%	80.0%	100.0%	100.0%	100.0%
0.4~0.5	45.5%	77.3%	100.0%	100.0%	100.0%
0.5~0.6	40.0%	72.0%	96.0%	100.0%	100.0%
0.6~0.7	33.3%	66.7%	90.0%	96.7%	100.0%
0.7~0.8	31.3%	62.5%	87.5%	96.9%	100.0%
0.8~0.9	27.0%	54.1%	78.4%	91.9%	100.0%
0.9~1	24.4%	48.8%	73.2%	87.8%	100.0%

【0070】 상기 표 3에서 재난 크기로서 PGA 0.5g 내지 0.6g에 대한 가능성 분포를 예를 들어 도시하면 아래의 그림과 같은 그래프로 표현될 수 있다.

【0072】 **【표 4】**

표 3의 PGA 0.5g 내지 0.6g 구간의 가능성 분포 그래프



【0074】 한편, 상기 확실률 산출모듈(13)은 산출된 가능도를 이용하여 재난의 크기에 대한 구간별로 구조물 손상도에 근거한 구간별 확실률(Certainty)를 0과 1 사이의 값으로 산출할 수 있다.

【0075】 구체적으로, 상기 확실률 산출모듈(13)은 산출된 가능도(π)를 바탕으로 가능률(*pos*)을 산출하고, 산출된 가능률을 바탕으로 확실률(Certainty, *cert*)을 산출할 수 있다.

【0076】 일 실시예로, 상기 확실률 산출모듈(13)은 하기한 수학식 4에 기반하여 구조물 손상도에 근거한 집합별 가능률(*pos*)을 산출할 수 있다.

【0078】 **【수학식 4】**

$$pos(A)=Max\{\pi(dk):dk\in A\}$$

【0080】 상기 수학식 4에서 집합 A에 대한 가능률은 집합 A에 속한 *dk*의 π 중 가장 큰 값으로 정의된다. 수학식 4에 근거하여 가능률(*pos*)이 산출되면, 상기 확실률 산출모듈(13)은 하기한 수학식 5에 기반하여 구조물 손상도에 근거한 집합별로 확실률(Certainty, *cert*)을 산출할 수 있다.

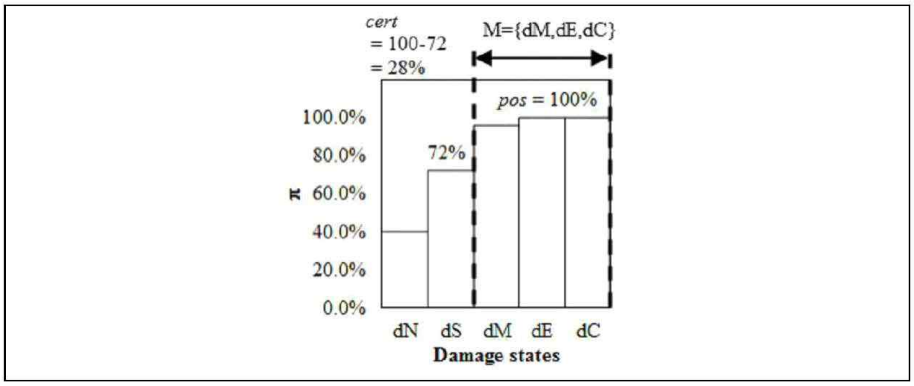
【0082】 **【수학식 5】**

$$cert(A)=1-pos(\overline{A})$$

【0084】 상기 수학식 5에서 확실률(*cert*)은 1에서 집합 *A*에 속하지 않는 *dk*의 π중 가장 큰 값을 뺀 값으로 결정한다. 앞서 설명한 표 4의 재난 크기 PGA 구간 0.5g ~ 0.6g가능도에 대한 그래프에서 측정된 *M* = {*dM, dE, dC*}의 가능률과 확실률을 구하는 방법을 도시하면 표 5와 같다.

【0086】 **【표 5】**

표 4의 PGA 0.5g 내지 0.6g 구간의 가능률과 확실률을 구하는 방법



【0088】표 3에 정리된 구조물 손상도의 구간별 가능도를 바탕으로 집합별 가능률을 산출하고, 이에 근거하여 확실률(*cert*)을 산출하면 표 6과 같이 정리할 수 있다.

【0090】**【표 6】**

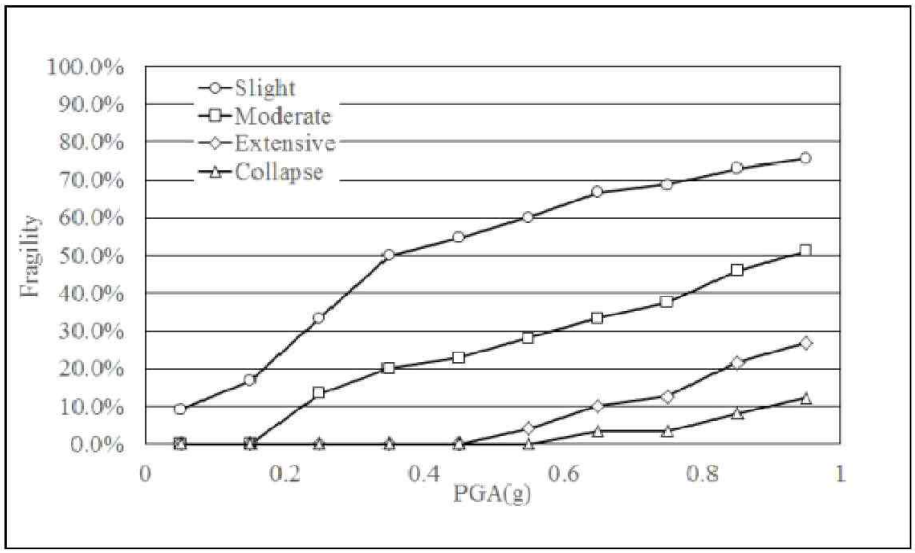
표 1의 지진에 의한 재난 크기(PGA) 구간별 구조물 손상도에 근거한 집합을 기반으로 확실률을 정리한 표

PGA(g)	*N*	*S*	*M*	*E*	*C*
0~0.1	100.0%	9.1%	0.0%	0.0%	0.0%
0.1~0.2	100.0%	16.7%	0.0%	0.0%	0.0%
0.2~0.3	100.0%	33.3%	13.3%	0.0%	0.0%
0.3~0.4	100.0%	50.0%	20.0%	0.0%	0.0%
0.4~0.5	100.0%	54.5%	22.7%	0.0%	0.0%
0.5~0.6	100.0%	60.0%	28.0%	4.0%	0.0%
0.6~0.7	100.0%	66.7%	33.3%	10.0%	3.3%
0.7~0.8	100.0%	68.8%	37.5%	12.5%	3.1%
0.8~0.9	100.0%	73.0%	45.9%	21.6%	8.1%
0.9~1	100.0%	75.6%	51.2%	26.8%	12.2%

【0092】한편, 상기 취약도 도출모듈(14)은 산출된 확실률에 근거하여 재난 크기와 구조물 손상도에 대하여 구간별로 취약도 곡선을 도출할 수 있다. 상기 취약도 도출모듈(14)이 도출한 취약도 곡선의 일 예를 도시하면 표 7과 같다.

【0094】 **【표 7】**

표 6의 확실률을 기반으로 도출된 취약도 곡선



【0096】 본 발명의 재난에 의한 구조물의 취약도 예측 시스템(ST)의 취약도 예측 장치(DE)는 사용자가 별도의 입력을 하지 않더라도, 데이터베이스(D)에 저장된 재난 정보(DI)에 근거하여 단말기(T)의 디스플레이를 통하여 상기한 취약도 곡선을 표출할 수 있다.

【0097】 그러나, 사용자는 상기 정보 입력부(20)를 바탕으로, 예측하고자 하는 특정 재난 크기와 특정 구조물에 대한 정보를 입력할 수 있다. 물론 사용자는

단말기(T)를 바탕으로 취약도 예측 장치(DE)에 정보를 입력할 수 있으며, 상기 취약도 산출부(30)는 도출된 취약도 곡선에 기반하여 입력된 특정 재난 크기와 특정 구조물의 정보를 바탕으로 예측되는 취약도를 산출한다.

【0099】 한편, 본 발명의 상기 신뢰도 산출모듈(11)은, 구조물의 속성에 따른 가중치(w_j)를 고려함으로써, 수학식 6에 근거하여 신뢰도를 산출할 수 있다.

【0101】 **【수학식 6】**

$$m_{ij}=\frac{w_j N_{ij}}{\sum_{j=N,S,M,E,C\ldots} w_j N_{ij}}$$

【0103】 구체적으로 재난 규모에 따른 구조물 손상도를 고려함에 있어서 예측하고자 하는 특정 구조물의 노후도(O), 높이(H)/단변(SL), 구조방식(C)에 따라 그 결과값에 오차가 발생될 수 있으므로, 특정 구조물의 속성에 따른 가중치(w_j)에 대한 연산이 자동으로 수행될 수 있다.

【0104】 재난 크기에 대한 하나의 구간에 포함되는 구조물 손상도의 구간별 가중치의 합은 1이 되도록 한다. 가중치를 고려함에 있어서는 구간별로 적용되는

가중치(w_1)가 구조물 손상도가 높은 집합에 큰 가중치가 부여하되, 공차(α)값을 지니도록 부여될 수 있다.

【0105】 일 실시예로서, 상기 가중치(w_1)는 집합의 수가 n인 경우에 집합 N의 가중치(w_N)는 (1/n-((n-1)/2)α)이며, 순차적으로 +α가 결합될 수 있으며, 상기 α(공차)는 다음의 수학식 7로 표현될 수 있으며, 상수에 따라 α(공차)는 음의 유리수를 지니도록 정의될 수 있다.

【0107】 **【수학식 7】**

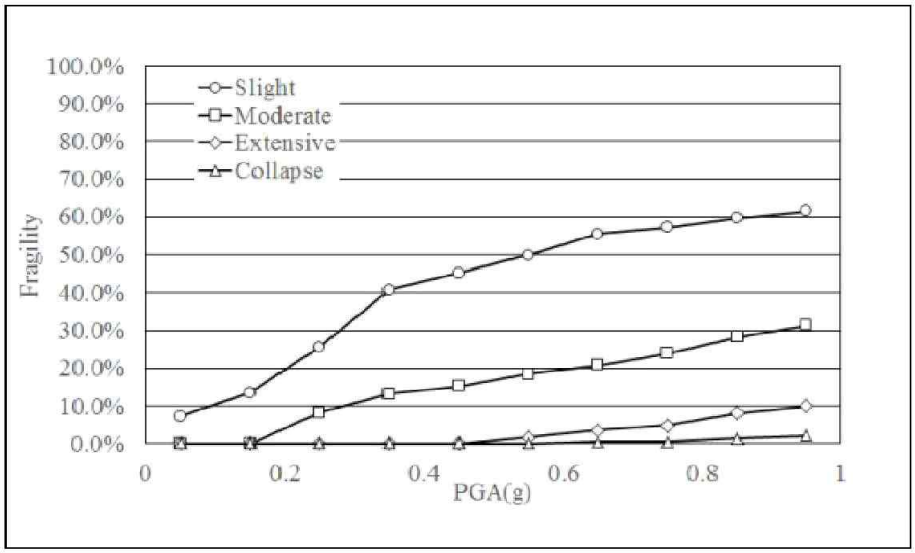
$$-1/n \leq \alpha = \frac{OHC}{SL} \leq 1/n$$

【0108】 (O:노후도, H:높이, SL:단변, C:구조방식에 대한 사전에 정의된 상수)

【0110】 상기 신뢰도 산출모듈(11)이 수학식 7의 가중치를 고려하여 신뢰도를 산출함에 따른 실시예를 표로 정리하면 하기의 표 8 및 표 9와 같이 정리할 수 있다.

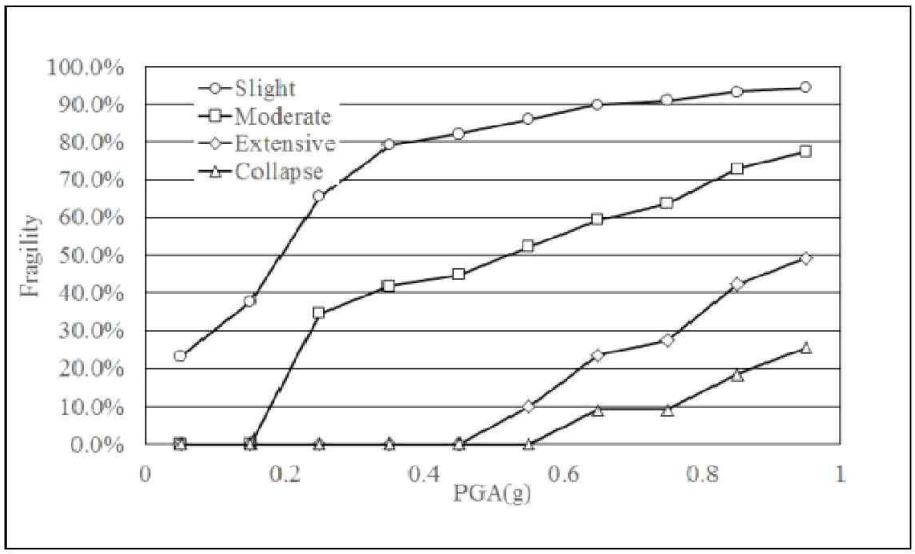
【0112】 【표 8】

가중치 {*N, S, M, E, C*}, α=-0.08 을 사용하여 작성된 취약도 곡선



【0114】 【표 9】

가중치 {*N, S, M, E, C*}, α=0.08 을 사용하여 작성된 취약도 곡선를 사용하여 작성된 취약도 곡선



【0116】 이로써, 구조물의 속성을 추가적으로 고려하여 가중치를 적용함으로써 보다 정확도를 높일 수 있는 재난에 의한 구조물의 취약도 예측 장치 및 방법을 제공할 수 있는 효과가 있다.

【0118】 한편, 본 발명의 재난에 의한 구조물의 취약도 예측방법(ME)은, 도 4의 블록도에 도시된 바와 같이 과거에 발생된 복수의 재난에 대하여 각각의 재난 크기와 상기 재난에 따른 각 구조물 손상도를 포함하는 재난 정보(DI)가 저장된 데이터베이스(D)를 활용하여 특정 재난의 발생시 예측되는 특정 구조물의 취약도를 결정하는 방법(ME)으로서, 취약도 곡선 도출단계(S10) 및 취약도 산출단계(S20)를 포함한다.

【0119】상기 취약도 곡선 도출단계(S10)는 취약도 곡선 도출부(10)가 상기 데이터베이스(D)의 재난 정보(DI)를 이용하여 재난 크기와 구조물 손상도(“없음(None)”, “약함(Slight)”, “중간(Moderate)”, “심함(Extensive)”, “붕괴(Collapse)”를 포함)에 대하여 구간별로 취약도 곡선을 도출하는 단계이다.

【0120】상기 취약도 곡선 도출단계(S10)는 신뢰도 산출단계(S11), 가능도 산출단계(S12), 확실률 산출단계(S13) 및 취약도 도출단계(S14)를 포함할 수 있다. 구체적인 연산과정은 상술한 취약도 곡선 도출부(10)에 의한 연산과 실질적으로 동일하므로 중복되는 설명은 생략한다.

【0121】상기 신뢰도 산출단계(S11)는 취약도 곡선 도출부(10)의 신뢰도 산출모듈(11)이 재난 크기에 대한 구간별로 구조물 손상도에 근거한 구간별 신뢰도(Degree of Belief, m)를 0 과 1 사이의 값으로 부여하되, 재난 크기에 대한 하나의 구간에 포함되는 구조물 손상도의 구간별 신뢰도의 합은 1이 되도록 산출하는 단계이다.

【0122】상기 신뢰도 산출단계(S11)는 재난 규모에 따른 구조물 손상도를 고려함에 있어서 가중치를 고려할 수 있다. 구체적으로 예측하고자 하는 특정 구조물의 노후도, 층고, 구조방식에 따라 그 결과값에 오차가 발생될 수 있으므로, 특정 구조물의 속성에 따른 가중치가 자동으로 연산될 수 있다.

【0123】이후 진행되는 상기 가능도 산출단계(S12)는 취약도 곡선 도출부(10)의 가능도 산출모듈(12)이 산출한 신뢰도를 이용하여 재난 크기에 대한 구간별

로 구조물 손상도에 대한 구간별 가능도(Possibility, π)를 0 과 1 사이의 값으로 산출하는 단계이다.

【0124】 이후 진행되는 상기 확실률 산출단계(S13)는 취약도 곡선 도출부(10)의 확실률 산출모듈(13)이 산출한 가능도를 이용하여 재난의 크기에 대한 구간별로 구조물 손상도에 근거한 구간별 확실률(Certainty)를 0 과 1 사이의 값으로 산출하는 단계이다.

【0125】 확실률이 산출되면, 진행되는 취약도 도출단계(S14)는 취약도 곡선 도출부(10)의 취약도 도출모듈(14)이 산출한 확실률에 근거하여 재난 크기와 구조물 손상도에 대하여 구간별로 취약도 곡선을 도출하는 단계이다.

【0126】 이후 진행되는 취약도 산출단계(S20)는 상기 취약도 곡선 도출부(10)가 취약도 곡선을 도출하면, 취약도 산출부(30)가 도출된 취약도 곡선에 기반하여 정보 입력부(20)를 통해 입력된 특정 재난 크기와 특정 구조물의 정보를 바탕으로 예측되는 취약도를 산출하는 단계이다.

【0128】 이상에서 살펴본 본 발명에 따른 재난에 의한 구조물의 취약도 예측 장치(DE) 및 방법(ME)은, 본 발명이 속하는 기술분야에서 통상의 지식을 가진 자가 본 발명의 기술적 사상이나 필수적 특징으로 변경하지 않고서 다른 구체적인 형태로 실시될 수 있다는 것을 이해할 수 있을 것이다.

【0129】그러므로 이상에서 기술한 실시 예들은 모든 면에서 예시적인 것이며, 한정적인 것이 아닌 것으로 이해되어야 하고, 본 발명의 범위는 전술한 상세한 설명보다는 후술하는 특허청구범위에 의하여 나타내어지며, 특허청구범위의 의미 및 범위 그리고 그 등가개념으로부터 도출되는 모든 변경 또는 변형된 형태가 본 발명의 범위에 포함되는 것으로 해석되어야 한다.

【부호의 설명】

【0130】ST:취약도 예측 시스템　　D:데이터베이스

DE:예측 장치　　T:단말기

DI:재난 정보　　10:취약도 곡선 도출부

11:신뢰도 산출모듈　　12:가능도 산출모듈

13:확실률 산출모듈　　14:취약도 도출모듈

20:정보 입력부　　30:취약도 산출부

ME:취약도 예측 방법　　S10:취약도 곡선 도출단계

S11:신뢰도 산출단계　　S12:가능도 산출단계

S13:확실률 산출단계　　S14:취약도 도출단계

S20:취약도 산출단계

【청구범위】

【청구항 1】

과거에 발생된 복수의 재난에 대하여 각각의 재난 크기와 상기 재난에 따른 각 구조물 손상도를 포함하는 재난 정보(DI)가 저장된 데이터베이스(D)를 활용하여 특정 재난의 발생시 예측되는 특정 구조물의 취약도를 결정하는 장치(DE)에 있어서,

상기 데이터베이스(D)의 재난 정보(DI)를 이용하여 재난 크기와 구조물 손상도(“없음(None)”, “약함(Slight)”, “중간(Moderate)”, “심함(Extensive)”, “붕괴(Collapse)”를 포함)에 대하여 구간별로 취약도 곡선을 도출하는 취약도 곡선 도출부(10);

예측하고자 하는 특정 재난 크기와 특정 구조물에 대한 정보를 입력하는 정보 입력부(20); 및

도출된 취약도 곡선에 기반하여 입력된 특정 재난 크기와 특정 구조물의 정보를 바탕으로 예측되는 취약도를 산출하는 취약도 산출부(30);

를 포함하는 것을 특징으로 하는 재난에 의한 구조물의 취약도 예측 장치.

【청구항 2】

제1항에 있어서,

상기 취약도 곡선 도출부(10)는,

재난 크기에 대한 구간별로 구조물 손상도에 근거한 구간별 신뢰도(Degree of Belief, *m*)를 0 과 1 사이의 값으로 부여하되, 재난 크기에 대한 하나의 구간에 포함되는 구조물 손상도의 구간별 신뢰도의 합은 1이 되도록 산출하는 신뢰도 산출모듈(11);

산출된 신뢰도를 이용하여 재난 크기에 대한 구간별로 구조물 손상도에 대한 구간별 가능도(Possibility, π)를 0 과 1 사이의 값으로 산출하는 가능도 산출모듈(12);

산출된 가능도를 이용하여 재난의 크기에 대한 구간별로 구조물 손상도에 근거한 구간별 확실률(Certainty)를 0 과 1 사이의 값으로 산출하는 확실률 산출모듈(13); 및

산출된 확실률에 근거하여 재난 크기와 구조물 손상도에 대하여 구간별로 취약도 곡선을 도출하는 취약도 도출모듈(14);

을 포함하는 것을 특징으로 하는 재난에 의한 구조물의 취약도 예측 장치.

【청구항 3】

제2항에 있어서,

상기 신뢰도 산출모듈(11)은,

상기 구조물 손상도에 근거하여

$N = \{dN, dS, dM, dE, dC\}$
$S = \{dS, dM, dE, dC\}$
$M = \{dM, dE, dC\}$
$E = \{dE, dC\}$
$C = \{dC\}$

(*dN, dS, dM, dE, dC*는 각각 없음(None), 약함(Slight), 중간(Moderate), 심함(Extensive), 붕괴(Collapse)만의 사건)

의 집합을 도출하고,

$$m_{ij} = \frac{N_{ij}}{\sum_{j=N,S,M,E,C\ldots} N_{ij}}$$

(*m*은 신뢰도, *i*는 재난 크기별 구간, *j*는 구조물 손상도에 근거한 집합)

의 수식으로 신뢰도를 산출하는 것을 특징으로 하는 재난에 의한 구조물의 취약도 예측 장치.

【청구항 4】

제3항에 있어서,

상기 신뢰도 산출모듈(11)은,

구조물의 속성에 따른 가중치(w_j)를 고려하여

$$m_{ij} = \frac{w_j N_{ij}}{\sum_{j=N,S,M,E,C\ldots} w_j N_{ij}}$$

의 수식으로 신뢰도를 산출하는 것을 특징으로 하는 재난에 의한 구조물의 취약도 예측 장치.

【청구항 5】

제2항 또는 제3항에 있어서,

상기 가능도 산출모듈(12)은,

$$\pi(dk)=\sum_{dk\in A} m(A)$$

(π는 가능도, *dk*는 *dN, dS, dM, dE, dC, A*는 집합 *N, S, M, E, C*를 의미)

의 수식으로 가능도를 산출하는 것을 특징으로 하는 재난에 의한 구조물의 취약도 예측 장치.

【청구항 6】

제5항에 있어서,

상기 확실률 산출모듈(13)은,

산출된 가능도(π)를 바탕으로

$$pos(A)=Max\{\pi(dk):dk\in A\}$$

의 수식으로 가능률(*pos*)을 산출하고,

$$cert(A)=1-pos(\overline{A})$$

의 수식으로 확실률(Certainty, *cert*)을 산출하는 것을 특징으로 하는 재난에 의한 구조물의 취약도 예측 장치.

【청구항 7】

과거에 발생된 복수의 재난에 대하여 각각의 재난 크기와 상기 재난에 따른 각 구조물 손상도를 포함하는 재난 정보(DI)가 저장된 데이터베이스(D)를 활용하여 특정 재난의 발생시 예측되는 특정 구조물의 취약도를 결정하는 방법(ME)에 있어서,

취약도 곡선 도출부(10)가 상기 데이터베이스(D)의 재난 정보(DI)를 이용하여 재난 크기와 구조물 손상도(“없음(None)”, “약함(Slight)”, “중간(Moderate)”, “심함(Extensive)”, “붕괴(Collapse)”를 포함)에 대하여 구간별로 취약도 곡선을 도출하는 취약도 곡선 도출단계(S10); 및

취약도 산출부(30)가 도출된 취약도 곡선에 기반하여 정보 입력부(20)를 통해 입력된 특정 재난 크기와 특정 구조물의 정보를 바탕으로 예측되는 취약도를 산출하는 취약도 산출단계(S20);

를 포함하는 것을 특징으로 하는 재난에 의한 구조물의 취약도 예측방법.

【청구항 8】

제7항에 있어서,

상기 취약도 곡선 도출단계(S10)는,

취약도 곡선 도출부(10)가 재난 크기에 대한 구간별로 구조물 손상도에 근거한 구간별 신뢰도(Degree of Belief, m)를 0 과 1 사이의 값으로 부여하되, 재난 크기에 대한 하나의 구간에 포함되는 구조물 손상도의 구간별 신뢰도의 합은 1이 되도록 산출하는 신뢰도 산출단계(S11);

취약도 곡선 도출부(10)가 산출한 신뢰도를 이용하여 재난 크기에 대한 구간별로 구조물 손상도에 대한 구간별 가능도(Possibility, π)를 0 과 1 사이의 값으로 산출하는 가능도 산출단계(S12);

취약도 곡선 도출부(10)가 산출한 가능도를 이용하여 재난의 크기에 대한 구간별로 구조물 손상도에 근거한 구간별 확실률(Certainty)를 0 과 1 사이의 값으로 산출하는 확실률 산출단계(S13); 및

취약도 곡선 도출부(10)가 산출한 확실률에 근거하여 재난 크기와 구조물 손상도에 대하여 구간별로 취약도 곡선을 도출하는 취약도 도출단계(S14);

를 포함하는 것을 특징으로 하는 재난에 의한 구조물의 취약도 예측방법.

【요약서】

【요약】

본 발명은 재난에 의한 구조물의 취약도 예측 장치 및 방법에 관한 것이다.

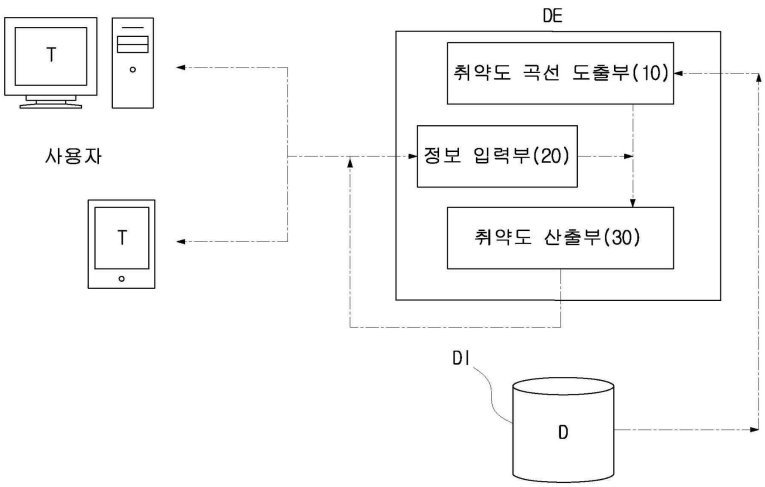
이를 위하여 본 발명은 과거에 발생된 복수의 재난에 대하여 각각의 재난 크기와 상기 재난에 따른 각 구조물 손상도를 포함하는 재난 정보가 저장된 데이터베이스를 활용하여 특정 재난의 발생시 예측되는 특정 구조물의 취약도를 결정하는 장치에 있어서, 상기 데이터베이스의 재난 정보를 이용하여 재난 크기와 구조물 손상도에 대하여 구간별로 취약도 곡선을 도출하는 취약도 곡선 도출부; 예측하고자 하는 특정 재난 크기와 특정 구조물에 대한 정보를 입력하는 정보 입력부; 및 도출된 취약도 곡선에 기반하여 입력된 특정 재난 크기와 특정 구조물의 정보를 바탕으로 예측되는 취약도를 산출하는 취약도 산출부;를 포함한다.

【대표도】

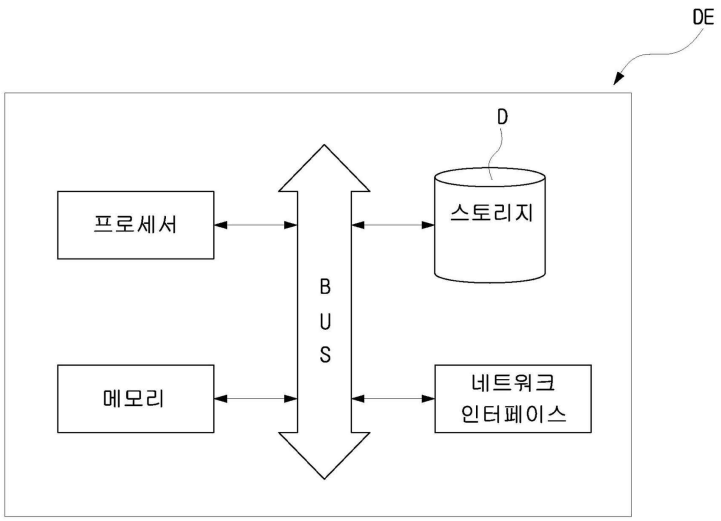
도 1

【도면】

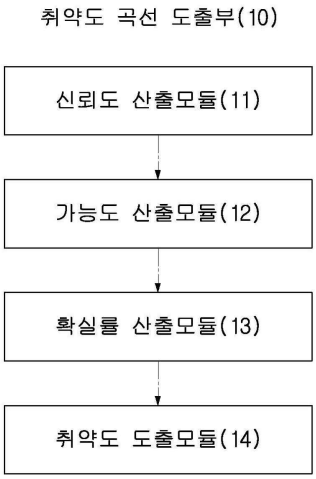
【도 1】


DE
T
취약도 곡선 도출부(10)
사용자
정보 입력부(20)
T
취약도 산출부(30)
DI
D

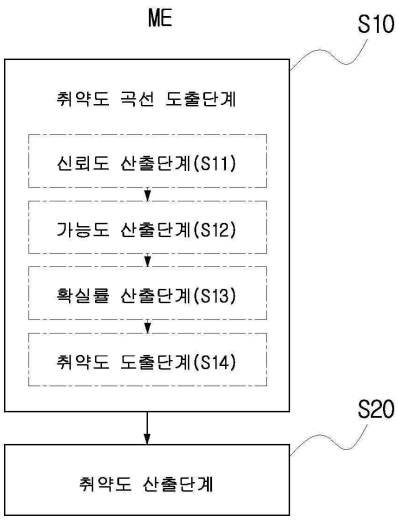
【도 2】


DE
D
프로세서
스토리지
B
U
S
메모리
네트워크
인터페이스

【도 3】



【도 4】


ME
S10
취약도 곡선 도출단계
신뢰도 산출단계(S11)
가능도 산출단계(S12)
확실률 산출단계(S13)
취약도 도출단계(S14)
S20
취약도 산출단계

부록 4.

인력 양성

문서확인번호 ▣ XDD4-15FF-786C-6947 ▣

제 I - 22842 호

학 위 수 여 증 명 서

성 명 :	KONG ZHENGYI
생 년 월 일 :	1982 년 4 월 6 일
학 위 과 정 :	박사과정
소 속 :	대학원
학 과 (전 공) :	건설환경공학과(구조공학)
학위수여일자 :	2017 년 8 월 18 일
학 위 명 :	공학박사
학위등록번호 :	세종대`16(박)109호

위 의 사 실 을 증 명 함.

2017 년 11 월 29 일

세 종 대 학 교 교 무 처 장

*본 증명서는 인터넷으로 발급한 증명서로 본 대학및 웹민원센터 홈페이지(http://www.webminwon.com)에서 원본대조 확인이 가능합니다.

국문초록

반강접 접합부의 모멘트-회전 모델 개발

세종대학교 대학원

건설환경공학과

Zhengyi Kong

본 논문에서는 웨브-앵글 연결부, 웨브-앵글이 없는 상·하부-앵글 연결부, 이중 웨브-앵글이 있는 상·하부-앵글 연결부, T-스터브 및 종판 연결부와 같은 반강체 연결부의 모멘트-회전각 거동을 연구하였으며, 다섯 부분으로 나누어 구성하였다.

첫 번째 부분에서는, 보의 웨브와 기둥의 플랜지에 볼트로 고정된 웨브-앵글 연결부를 연구하였다. 웨브-앵글 연결부에 대한 다양한 실험값으로 각기 다른 모멘트-회전각을 평가하여, 두 개의 형상 변수로 구성된 간단하고 정확한 모멘트-회전각 관계를 제안하였다. 두 개의 형상 변수는 통계적 회귀 분석을 통하여 웨브-앵글 연결부의 초기강성과 극한 모멘트의 함수로 결정하였다. 또한, 초기강성에 대한 개선된 방정식을 제안하였으며, 제안된 모델과 Lipson의 실험 결과가 일치한다는 것을 입증하였다. 웨브-앵글 연결부에 대한 붕괴 메커니즘 유형도 확립하였다. Kishi와 Chen의 방정식으로부터 개선된 극한 모멘트 또한 제안하였으며, 이것은 Lipson의 실험 결과와 일치하였다.

두 번째 부분에서는, 보의 플랜지와 기둥의 플랜지에 볼트로 고정된 웨브-앵글이 없는 상·하부-앵글 연결부(Top-seat angle connections without web angle, TSAC)를 연구하였다. TSAC에 대한 다양한 실험값으로 각기 다른 모멘트-회전각을 평가하여, 두 개의 형상 변수로 구성된 간단하고 정확한 모멘트-회전각 관계를 제안하였다. 두 개의 형상 변수는 통계적 회귀 분석을 통하여 TSAC의 초기강성과 극한 모멘트의 함수로 결정하였다. 또한, 초기 강성에 대한 개선된 방정식을 제안하였으며, 제안된 모델과 다양한 실험 결과가 일치한다는 것을 입증하였다. TSAC에 대한 붕괴 메커니즘 유형도 확립하였다. Kishi와 chen의 방정식으로부터 개선된 극한 모멘트 또한 제안하였으며, 이것은 다양한 실험 결과와 일치하였다.

세 번째 부분에서는, 이중 웨브-앵글이 있는 볼트로 고정된 상·하부-앵글 연결부 (Top-seat angle connections with double web angles, TSACW)를 연구하였다. TSACW에 대한 다양한 실험값으로 각기 다른 모멘트-회전각을 평가하여, 두 개의 형상 변수로 구성된 간단하고 정확한 모멘트-회전각 관계를 제안하였다. 두 개의 형상 변수는 통계적 회귀 분석을 통하여 TSACW의 초기 강성과 극한 모멘트의 함수로 결정하였다. 또한, 초기 강성에 대한 개선된 방정식을 제안하였으며, 제안된 모델과 다양한 실험 결과가 일치한다는 것을 입증하였다. TSACW의 붕괴 메커니즘 유형도 확립하였다. 극한 모멘트 능력 또한 제안하였으며, 이것은 다양한 실험 결과와 일치하였다.

네 번째 부분에서는, 기둥과 보의 플랜지에 볼트로 고정된 T-스터브 연결부를 연구하였다. T-스터브에 대한 다양한 실험값으로 각기 다른 모멘트-회전각을 평가하여, 두 개의 형상 변수로 구성된 간단하고 정확한 모멘트-회전각 관계를 제안하였다. 두 개의 형상 변수는 통계적 회귀 분석을 통하여 T-스터브의 초기 강성과 극한 모멘트의 함수로 결정하였다.

또한, 초기 강성에 대한 개선된 방정식을 제안하였으며, 제안된 모델과 다양한 실험 결과가 일치한다는 것을 입증하였다. T-스터브의 붕괴 메커니즘 유형도 확립하였다. 극한 모멘트 능력 또한 제안되었으며, 이것은 다양한 실험 결과와 일치하였다.

마지막 부분에서는, 기둥의 플랜지에 볼트로 고정되고 보에 용접된 종판 연결부(Flush end-plate connections, FEC)를 연구하였다. FEC에 대한 다양한 실험값으로 각기 다른 모멘트-회전각을 평가하여, 두 개의 형상 변수로 구성된 간단하고 정확한 모멘트-회전각 관계를 제안하였다. 두 개의 형상 변수는 통계적 회귀 분석을 통하여 FEC의 초기 강성과 극한 모멘트의 함수로 결정하였다. 또한, 초기 강성에 대한 개선된 방정식을 제안하였으며, 제안된 모델과 다양한 실험 결과가 일치한다는 것을 입증하였다. FEC의 붕괴 메커니즘 유형도 확립하였다. 극한 모멘트 능력 또한 제안되었으며, 이것은 다양한 실험 결과와 일치하였다.

주요어: 반강체 연결부, 웨브-앵글 연결부, 웨브-앵글이 없는 상·하부-앵글 연결부, 이중 웨브-앵글이 있는 상·하부-앵글 연결부, T-스터브 연결부, 종판 연결부, 모멘트-회전각 거동, 초기 강성, 극한모멘트

제 D - 18809 호

학 위 수 여 증 명 서

성 명 :	TRUONG VIET HUNG
생 년 월 일 :	1982 년 7 월 5 일
학 위 과 정 :	박사과정
소 속 :	대학원
학 과 (전 공) :	건설환경공학과(구조공학)
학위수여일자 :	2018 년 2 월 23 일
학 위 명 :	공학박사
학위등록번호 :	세종대`17(박)065호

위 의 사 실 을 증 명 함.

2019 년 1 월 8 일

세 종 대 학 교 교 무 처 장

* 본 증명서는 자동발급기에서 발급된 것이며, 직인이 없으면 무효임.

요 약 문

비선형비탄성해석을 이용한 강구조물의 신뢰성 기반 설계 최적화

Truong Viet Hung

건설환경공학과

대학원

세종대학교

구조 설계에 최적화를 적용하는 것은 최근 많은 연구자들의 관심을 끌고 있다. 왜냐하면 이 접근법은 전체 비용을 크게 줄이면서 구조의 성능을 보장하기 때문이다. 특히 강구조물의 최적화에서 비선형비탄성해석이 선호되는데, 이 접근법으로 더 가볍고 현실적인 최적설계를 산출할 수 있다. 또한 기하학적 구조, 재료 및

적용하중에는 각각 특성이 있어서 구조의 불확실성을 고려해야 한다. 강구조물에 대한 많은 연구가 수행되었지만, 과도한 계산비용으로 인해 비선형비탄성 거동과 구조의 불확실성을 모두 다루지는 않았다. 이 제한사항은 최적설계의 신뢰성과 현실성을 떨어뜨린다.

본 논문에서 구조의 비선형비탄성 거동을 확인하기 위해 실용고급해석을 사용하여 강구조물의 신뢰성 기반 설계 최적화 (RBDO)를 위한 수치적으로 효율적인 과정을 연구한다. 구조 파라미터의 불확실성 또한 최적화에서 확률적 제약으로 직접 고려한다. 이 목표를 달성하기 위해, 논문을 다음 세 부분으로 나누었다.

2 장의 첫 번째 부분에서는 LPSS-EIS 라 명명된 구조적 실패 확률 분석을 위한 강력한 방법이 "라틴 화 된" 부분적 층 샘플링 (LPSS)과 새로운 유효 중요도 샘플링 (EIS)을 통합하여 개발하였다는 것을 보여주고 있다. LPSS-EIS 의 혁신은 EIS 를 사용하여 샘플 수를 크게 줄이는 반면 LPSS 를 사용하여 고차원의 무작위 변수의 영향을 줄일 수 있다는 것이다. LPSS-EIS 는 몬테카를로 시뮬레이션 (MCS), 중요도 샘플링 기법 (IS) 및 서브셋 시뮬레이션 기법 (SS)과 비교하여 훨씬 적은 수의 샘플을 필요로 하고 병렬 컴퓨팅을 적용함으로써 계산 비용을 줄이므로 훨씬 더 효과적이다. 구조결정론적 분석은 실용고급해석 프로그램 (PAAP)을 사용하여 수행한다. PAAP 를 사용하는 구조분석의 계산비용은 상용 소프트웨어 인 ABAQUS 에 비해 현저히 줄어든다. LPSS-EIS 의 정확성과 효율성을 입증하기 위해 몇 가지 수학적 예와 강재 프레임을 처음 제시한다. 이 방법은 강재 사장교의 세미 하프 유형에 적용한다. 교량의 신뢰성 감도 또한 조사한다.

3 장의 두 번째 부분에서는 구조적 신뢰도 분석 방법인 LPSS-EIS 와 새로운 격차 진화 알고리즘(EpDE)을 통합하여 비선형비탄성 강재 트러스의 RBDO 크기를 결정하는 견고한 방법을 개발했다. 이산 최적화와 연속 최적화를 모두 고려했다. 기존 DE 알고리즘과 비교하여 EpDE 에서 다음과 같은 세 가지 주요 개선 사항을 도입하였다. (1) 지역 및 글로벌 검색 간의 균형을 유지하기 위한 p-best 전략에 기반한 새로운 변이 체계; (2) 스케일 팩터 및 크로스 오버 레이트 파라미터의 변경; (3) 쓸모없는 목적 함수 평가를 줄이기 위해 제안한 다중 비교 기법 (MCT). 3 개의 비선형비탄성 트러스 구조를 제안한 RBDO 방법의 견고성을 조사하기 위해 수행되는 동안 20 개의 테스트 함수와 4 개의 실제 최적화 문제가 결정론적 최적화 문제에 대한 EpDE 의 성능을 입증하는 것으로 간주한다.

4 장의 세 번째 부분에서는 최적화를 위한 하모니 탐색 기법 (harmony search technique, HS)과 LPSS-EIS 를 통합하여 비선형비탄성 강재 프레임의 RBDO 에 대한 효율적인 수치적 과정을 제시한다. 보 - 기둥 접근법을 사용한 실용고급해석은 프레임의 비선형비탄성 거동을 확인하는 데 사용하는 반면 강재 프레임의 개별 최적화를 위한 HS 의 상세 수단을 도입하였다. 제안한 과정의 효율성과 정확성은 결정론 및 신뢰성 기반 설계 최적화에서 여러 강재 프레임을 통해 입증한다.

이 논문에서 얻은 결과로 제안한 절차가 계산상 효율적이며 실용적인 설계에 적용될 수 있다는 것을 증명한다. 또한, 강구조물의 최적화에 비선형비탄성해석을 사용하면 보다 현실적인 결과를 얻을 수 있다.

제 D - 18808 호

학 위 수 여 증 명 서

성 명 :	이보우
생 년 월 일 :	1991 년 1 월 19 일
학 위 과 정 :	석사과정
소 속 :	대학원
학 과 (전 공) :	건설환경공학과(구조공학)
학위수여일자 :	2018 년 2 월 23 일
학 위 명 :	공학석사
학위등록번호 :	세종대`17(석)144호

위 의 사 실 을 증 명 함.

2019 년 1 월 8 일

세 종 대 학 교 교 무 처 장

* 본 증명서는 자동발급기에서 발급된 것이며, 직인이 없으면 무효임.

비선형비탄성해석을 활용한 강박스교 및 플레이트 거더교의 경제적 설계

탄성해석을 사용하는 종래의 하중저항계수설계법(LRFD)는 구조계와 부재간의 강도와 안정에 대해 상호작용을 정확히 고려하지 못한다. 이러한 상호작용을 정확히 고려하기 위해 전체 구조물에 대한 비선형비탄성해석을 수행해야 한다. 비선형비탄성해석을 활용한 구조물 설계 시 전체 구조시스템의 비선형비탄성 거동을 직접 고려할 수 있어, 비탄성 모멘트 재분배 효과로 인한 부재의 크기를 감소시킬 수 있다. 본 연구에서는 LRFD를 기반으로 비선형비탄성해석을 활용한 강박스교 및 플레이트 거더교의 경제적 설계에 대하여 연구하였다. 강박스교와 플레이트 거더교의 선형탄성해석 설계에 의한 단면과 비선형비탄성해석 설계에 의한 단면의 물량을 비교하여 물량감소율을 산정하였다. 비선형비탄성해석 시 잔류응력과 초기형상결함을 고려하여 모델링하였다. 그 결과 강박스거더 및 플레이트거더 단순교는 약 11%, 연속교는 약 14~15%의 강재절감 효과를 얻을 수 있어 경제적인 설계방법임을 입증하였다.

주요어 : 비선형비탄성해석, 잔류응력, 초기형상결함, 강박스 거더교, 플레이트 거더교

주의

1. 이 최종보고서는 국토교통부에서 시행한 국토교통기술촉진연구사업의 연구보고서입니다.

2. 이 최종보고서 내용을 발표하는 때에는 반드시 국토교통부에서 시행한 사업의 연구개발 성과임을 밝혀야 합니다.

3. 국가과학기술 기밀 유지에 필요한 내용은 대외적으로 발표 또는 공개하여서는 안 됩니다.