

조선 해양 구조물용 강재의 소성 및 파단 특성 I: 변형률 경화 및 변형률 속도 경화의 이론적 배경

정준모* · 심천식** · 김경수*

*인하대학교 조선해양공학과

**국립목포대학교 조선공학과

Plasticity and Fracture Behaviors of Marine Structural Steel, Part I: Theoretical Backgrounds of Strain Hardening and Rate Hardening

Joonmo Choung*, Chun-Sik Shim** and Kyung Su Kim*

*Dep't of Naval Architecture and Ocean Engineering, Inha University, Incheon, Korea

**Dep't of Naval Architecture and Marine Engineering, Mokpo National University, Mokpo, Korea

KEY WORDS: Plasticity 소성, Strain hardening 변형률 경화, Strain rate hardening 변형률 속도 경화, Fracture 파단, True stress 진응력

ABSTRACT: In this paper, the global study trends for material behaviors are investigated regarding the static and dynamic hardenings and final fractures of marine structural steels. In particular, after reviewing all of the papers published at the 4th and 5th ICCGS (International Conference on Collision and Grounding of Ship), the used hardening and fracture properties are summarized, explicitly presenting the material properties. Although some studies have attempted to employ new plasticity and fracture models, it is obvious that most still employed an ideal hardening rule such as perfect plastic or linear hardening and a simple shear fracture criterion with an assumed value of failure strain. HSE (2001) presented pioneering study results regarding the temperature dependency of material strain hardening at various levels of temperature, but did not show strain rate hardening at intermediate or high strain rate ranges. Nemat-Nasser and Guo (2003) carried out fully coupled tests for DH-36 steel: strain hardening, strain rate hardening, and temperature hardening and softening at multiple steps of strain rates and temperatures. The main goal of this paper is to provide the theoretical background for strain and strain rate hardening. In addition, it presents the procedure and methodology needed to derive the material constants for the static hardening constitutive equations of Ludwik, Hollomon, Swift, and Ramberg-Osgood and for the dynamic hardening constitutive equations of power from Cowper-Symonds and Johnson-Cook.

1. 서 론

선박 또는 해양 플랜트 선체 및 부가물(Hull and appurtenance structures)의 경우 선급으로부터 승인을 득한 강재(통상 선급 강재로 칭함)를 사용하지만, 해양 플랜트 상부 구조(Topside structure)의 경우 API강재를 주로 사용한다. 이러한 조선 해양 구조물용 강재의 등급은 통상 초기 항복 강도(Initial yield strength)에 따라 연강 또는 고장력강으로 분류되고, 충격 인성에 따라 등급(Steel grade)이 결정된다. 선박의 운항 해역 또는 해양 플랜트의 설치 해역이 극지(Arctic area)일 경우 선박의 중앙부(Midship section)는 저온 인성이 높은 강재를 사용해야한다.

재료로서 강재의 특성은 사용 온도에 따른 인성에만 국한되어서는 안되고, 정적 경화(Static hardening) 특성, 동적 경화(Dynamic hardening) 특성, 파단(Failure or fracture) 특성에 대한 고려도 동시에 이루어져야 한다(상온 또는 저온에서 강재는 연화를 보이지 않으므로 경화로 통일하여 지칭). 정적 경화는

변형률 경화(Strain hardening)를, 동적 경화는 변형률 속도 경화(Strain rate hardening)를 의미한다. 쇄빙선과 같은 극지 선박은 유빙, 평탄빙, 빙맥과의 충돌 하중으로부터 구조물의 저항 능력을 정확하게 예측할 필요가 있다. 이를 위해서는 반드시 재료적 관점에서 사용 강재의 정적/동적 경화 및 파단을 인식해야 한다. 또한 LNG FPSO와 같은 해양 플랜트의 경우 극저온 슬로싱 충격 하중을 받는 화물창, 폭발 하중에 의한 방폭 격벽(Blast wall) 또는 상부 구조 설계를 위해서도 정적/동적 경화 및 파단 예측 기술을 반드시 정립할 필요가 있다.

본 논문에서는 조선 해양 분야의 정적/동적 경화 예측 및 파단 예측 기술을 정립하기 위해서 우선적으로 세계적인 연구 동향을 살펴보는 것이 중요하다고 판단하여, 2007년 및 2010년에 개최된 제4회 및 제5회 ICCGS(International Conference on Collision and Grounding of Ship)의 연구 현황을 재료적 관점에서 조사하였다. 또한 재료에 대한 연구를 수행한 기타 문헌을 조사하였다. 본 논문은 조선 해양 구조물용 강재의 정적 및 동

적 경화에 대한 이론적 배경과 이를 활용하기 위한 이론적 배경에 대하여 기술하고자 한다. 파단에 대한 이론적 배경은 지면 관계로 본 논문의 후속 논문에서 다룰 예정이다.

2. 연구 현황

2.1 ICCGS 논문 검토

구조물 실험 또는 시뮬레이션을 통하여 구조물의 준정적 및 동적 탄소성 거동과 파단을 연구한 사례는 ICCGS에서 집중적으로 찾아볼 수 있다. 이러한 연구는 주로 충돌, 좌초, 폭발과 같이 대변형과 대변형률을 동반하는 문제의 손상 예측에 관련된 연구들이다. 최근 수년간 연구 동향을 살펴보기 위하여, 제4회 및 제5회 개최된 ICCGS 논문집에서 소성 경화 및 파단과 관련한 기술적 사용 동향을 Table 1에 정리하였다.

(1) Tavakoli et al.(2007)은 FPSO와 보급선과의 충돌을 시뮬레이션한 바 있다. 파단을 모델링하기 위하여 RTCL(Rice-Tracey and Cockcroft-Ratham) 파단 조건을 이용하였다. RTCL은 Törnqvist

(2003)에 의하여 제시되었는데, 인장시 응력 삼축비를 고려한 Rice-Tracey 파단과 압축시 전단 파단(Cockcroft-Ratham)을 이용하도록 개발되었다. 정적 및 동적 경화에 대한 정보를 논문에서 나타내지는 않았다.

(2) Samuelides et al.(2007)은 정적 경화와 동적 경화를 고려하지 않고 이중저의 좌초 시뮬레이션을 수행하였다. 요소 두께와 길이비를 이용하여 파단 변형률을 표현하였다.

(3) Ehlers et al.(2007)은 Hollomon 정적 경화 구성 방정식을 적용하였으며, 동적 경화는 고려하지 않았다. 파단은 요소 두께와 길이비에 따른 함수로 표현하였다.

(4) Yasuda and Imakita(2007)는 선축 충돌 시뮬레이션을 수행하였다. 정적 경화 및 동적 경화에 대한 정보를 논문에서 나타내지 않았으며, 20%의 파단 변형률을 적용하였다.

(5) Alsos et al.(2007)은 BWH(Bressan, Williamns and Hill) 파단 조건을 LS-Dyna에 사용자 서브루틴으로 이식하였다. BWH는 FLD(Forming limit diagram)과 유사한 파단 모델이다. 기존의 선축 보강판 압괴 실험 데이터에, BWH를 적용한 수치 해석

Table 1 Summary of 4th and 5th ICCGS

Author	Year	Pages	Material	Static hardening	Dynamic hardening	Failure	Software
Tavakoli et al.	2007	19~28	unknown	unknown	unknown	RTCL	LS-Dyna
Samuelides et al.	2007	93~102	$\sigma_0 = 245 \text{ MPa}$	perfect plastic	not considered	shear failure with thickness reduction	Abaqus
Ehlers et al.	2007	109~115	$\sigma_0 = 284 \text{ MPa}$	Hollomon assumption	not considered	shear failure with thickness reduction	LS-Dyna
Yasuda & Imakita	2007	117~122	unknown	unknown	unknown	shear failure $\epsilon_f = 0.2$	LS-Dyna
Alsos et al.	2007	155~162	AH-32	Hollomon assumption	not considered	BWH	LS-Dyna
Darie & Lehmann	2007	243~250	A-235 AH-320	piecewise true stress from coupon test	not considered	shear failure with thickness reduction	LS-Dyna
Choung et al.	2007	177~185	DH-32 API-2W-50	piecewise true stress from coupon test	not considered	GTN CDM	Abaqus LS-Dyna
Ehlers et al.	2010	18~24	AH-32	piecewise true stress from coupon test	not considered	shear failure $\epsilon_f = 0.39\sim 0.66$ for base metal $\epsilon_f = 0.001\sim 0.1$ for weld metal	LS-Dyna
Villavicencio et al.	2010	18~24	aluminium 5083/H111	piecewise true stress from coupon test	not considered	shear failure about $\epsilon_f = 0.125$ from coupon test	LS-Dyna
Ehlers	2010	113~117	not considered	not considered	not considered	not considered	LS-Dyna
AbuBakar & Dow	2010	208~216	A-235 for plate and stiffener AH-36 for frame	Swift from literature	not considered	FLD failure	Abaqus
Hung et al.	2010	217~222	$\sigma_0 = 350 \text{ MPa}$	single linear assumption	Cowper-Symonds $D = 40.4, q = 4.0$	shear failure $\epsilon_f = 0.34$	LS-Dyna
Niklas	2010	223~228	$\sigma_0 = 282 \text{ MPa}$	perfect plastic	Cowper-Symonds	shear failure $\epsilon_f = 0.35$	LS-Dyna

의 결과를 비교하였다. 이때 정적 경화는 Hollomon 구성 방정식을 이용하였으며, 계수는 가정된 값을 사용하였다. 동적 경화를 고려하지 않았다.

(6) Darie & Lehmann(2007)은 로로선의 선수부 충돌 시뮬레이션을 위하여 인장 실험을 수행하였고, 진응력-진변형률을 정적 경화능 데이터로 적용하였다. 동적 경화를 고려하지는 않았으며, 파단은 요소 두께와 길이비를 이용하여 파단 변형률을 나타내었다.

(7) Choung et al.(2007)은 노치재 및 평활재 시편의 인장 실험 및 수치 해석을 통하여 파단 모델을 제시하고자 하였다. 정적 실험을 수행하였기 때문에 동적 경화를 고려하지 않았으며, 실험에서 얻은 진응력을 정적 경화 데이터로 사용하였다. 파단 모델로서 GTN(Gurson, Tvergaard, and Needleman)과 연속체 손상 역학(CDM, continuum damage mechanics) 모델을 적용하였다.

(8) Ehlers et al.(2010)은 벌집 구조와 유사한 X-코어를 가지는 강재 구조물에 대하여 충돌 실험 및 시뮬레이션을 실시하였다. 구조 실험을 수행하고도 재료 실험을 수행하지는 않았으며, 수치 해석을 위하여 AH-32강에 대한 기존의 자료를 이용하였다. 즉 정적 경화능은 기존의 실험 데이터를 적용하였으며, 동적 경화는 고려하지 않았다. X-코어는 용접으로 판재에 부착되기 때문에 판재의 모재와 용접재의 파단 강도를 2가지로 나누어 시뮬레이션을 수행하였다. 모재의 파단 변형률은 단순히 요소 크기의 함수로 나타내어 0.39~0.66까지 변화시켰으며, 용접재의 파단 변형률은 모재보다 상당히 작은 값을 파라메트릭 스티디 하였다.

(9) Villavicencio et al.(2010)은 알루미늄 평판에 대한 낙하 실험 및 수치 해석을 수행하였는데, 정적 경화 특성을 인장 실험으로부터 얻어서 수치 해석에 사용하였다. 알루미늄의 동적 경화는 무시할만하다고 가정하였고, 파단 특성은 인장 실험에서 얻은 최대 인장 강도에 상응하는 변형률을 적용하였다. 실제로 쿠파 실험 결과를 살펴보면, 알루미늄의 경우 네킹으로 인한 소성 국부화(Plastic localization)가 무시할 정도로 작음을 확인하였기 때문에 이는 상당히 타당한 가정이라 판단된다.

(10) Ehlers(2010)의 논문은 실험 또는 수치 해석을 직접 실시한 것이 아니라, 수치 해석을 실시하기 위한 재료 데이터를 정의하는 방법을 기술하고 있다. 당연한 사실이지만, Ehlers는 정적 경화를 기술하기 위해서는 반드시 진응력-진변형률을 이용하여 정의해야 함을 기술하였다. 또한 파단 변형률을 정의하기 위해서 인장 실험 결과와 가장 일치하는 인장 실험 수치 해석을 요소의 크기에 따라 수행하여 요소의 크기의 함수로서 파단 변형률을 정의해야 한다고 주장하였다.

(11) AbuBakar and Dow(2010)는 Alsos and Amdahl(2009)와 Alsos et al.(2009)의 실험 및 수치 해석 데이터를 근간으로 선저판의 좌초를 시뮬레이션하였다. 정적 경화는 평탄부(Lüder plateau)를 고려한 Swift의 소성 경화 구성방정식을 적용하였으며, 인용한 실험은 준정적 실험이었기 때문에 동적 경화를 고려하지는 않았다. 반면 손상 개시 조건(Damage initiation condition) 및 손상 발전 조건(Damage evolution condition)으로서 FLD를 사

용하였으며, 요소 크기를 변경하면서 Alsos and Amdahl(2009)의 실험 결과와 일치하는 수치 해석을 반복 수행하였다. 이를 통하여 약 15mm 정도의 요소 크기가 실험결과와 일치한다는 결론을 내렸다. 손상 개시 조건에 대한 임계 주변형률(Critical major principal strain)은 Jie et al.(2009)의 공식을 인용하였으며, 완전 파단시 변형률은 Alsos and Amdahl(2009)의 실험 결과를 적용하였다. 그러나 손상의 발전 과정을 나타내는 변수를 논문에 제시하지는 않았다.

(12) Hung et al.(2010)은 여러 가지 이중 격벽 구조에 대하여 압괴 수치 해석을 실시하였다. 정적 경화는 가장 원시적인 방법인 단선 경화(Single linear hardening)를 간주하였으며, 동적 경화도 변형률 속도에 매우 민감한 Cowper-Symonds 계수를 사용하였다.

(13) Niklas(2010)의 결과는 좌초 실험 결과와 수치 해석 결과를 비교하고 있다. 정적 경화는 없는 것으로 간주하였으며, Cowper-Symonds 동적 구성 방정식을 이용하여 동적 경화를 고려하였지만, 계수를 나타내지는 않았다. 파단 변형률을 0.35로 간주하였다.

이상 ICCGS의 연구 동향을 종합적으로 분석하여보면, 사용 소프트웨어는 대부분 LS-Dyna임을 알 수 있다. 몇몇 연구자가 정적 경화를 정의하기 위하여 아직도 완전 소성(Perfect plastic) 또는 단선 경화를 고려하는 경우도 있음을 알 수 있다. 반면 실험으로부터 얻은 다점 유동 응력(Piecewise flow stress)을 적용하거나, 실험 데이터가 없을 경우 Hollomon 또는 Swift 구성 방정식에 강도 계수(Strength coefficient)와 소성 변형률 경화 지수(Plastic strain hardening exponent)를 문헌으로부터 인용하여 다점 유동 응력을 정의하여 사용한 경우도 볼 수 있었다. 본 논문에서 인용한 논문은 대부분 동적 경화를 고려하지는 않고 있었다. 그 이유로는 재료가 변형률 속도에 민감하지 않은 이유도 있었지만, 대부분 인용한 실험이 준정적 실험이었기 때문인 것으로 사료된다. 파단 기준을 살펴보면, 대부분의 연구가 전단 파단을 파단 기준으로 적용하고 있으며, 심지어 파단 변형률을 상수로서 취급하는 경우도 있음을 알 수 있다. 반면 파단 변형률을 요소의 감소 두께의 함수로 나타내고자 하는 연구가 상당히 많음을 알 수 있다. 시편을 유한 요소 해석하는 경우를 단순히 현상적 관점에서 살펴보면, 시편에 네킹이 발생하기 전까지는 평행부에 배치된 요소의 응력은 소성 국부화가 없기 때문에 응력 집중이 없는 공칭 응력(Nominal stress) 상태이고 따라서 요소의 크기에 응력은 변동적이지 않다. 그러나 네킹이 발생한 이후에는 요소의 크기에 따라 응력의 집중도가 달라지고 따라서 요소의 크기가 파단에 지대한 영향을 미친다. 이러한 이유로 두께 및 길이비에 따른 파단 변형률을 정의하는 것은 타당한 가정이다. 그러나 물리적 관점에서 보면 응력장의 변화(응력의 집중)가 파단 변형률에 미치는 영향도를 우선 파악할 필요가 있으며, 그 이후 요소 크기에 따른 수렴도 해석을 통하여 요소 크기와 파단 변형률과의 관계를 규정지을 필요가 있다. 즉 파단은 파단 변형률의 단독 조건에 의하여 결정되는 것이 아니라, 응력 집중부의 응력장(엄밀하게 응력 삼축비, Stress triaxiality)이 파단 변형률을 변동시키기 때문에 파단 변형률은

응력 삼축비의 함수로 먼저 나타내어져야 한다. 그 이후 실제 구조 해석에 적용하기 위한 수렴도 테스트를 통하여 요소의 크기에 따른 파단 변형률이 정의되어야 할 것이다. 예를 들어 RTCL, GTN, CDM에서는 서로 다른 파단 조건을 사용하지만, 이들 파단 조건은 모두 응력 삼축비의 함수로 나타내어지는 공통점을 가진다.

2.2 재료 실험 문헌 검토

2.2.1 HSE(2001)

HSE(2001)은 여러 산업 규격에 산재하는 해양 플랫폼용 강재의 온도 의존성 및 변형률 속도 의존성을 제시한바 있으며, 일부 재료를 대상으로 고온 의존성 및 변형률 속도 의존성 실험을 실시하였다. 평판 부재(355EM, 450ENZ)로부터 시편을 채취하여 상온(20°C) 및 고온(100, 200, 300, 400, 450, 500, 550, 600, 650, 700°C)에서 준정적 인장 실험을 실시하였다. 또한 동일한 재료를 대상으로 0.002/s부터 최대 약 9/s까지 5~6단계로 나누어 변형률 속도에 따른 재료의 물성치 변화를 관찰하였다. 이때 온도는 상온이었다. 여기서 EM, ENZ 는 영국 산업 규격(British Standard)에서 정의하는 강재의 등급을 그리고 숫자는 최소 초기 항복 강도를 의미한다.

HSE(2001)에는 고변형률 속도(High strain rate)라고 표현되었지만, 공학적 관점에서 고변형률 속도로 간주되려면 최소 500/s 이상(통상 1000/s 이상)이 되어야 고변형률 속도로 간주될 수 있기 때문에, HSE(2001)에서 제공하는 변형률 속도 데이터는 저변형률 속도 또는 낮은 범위의 중변형률 속도에 해당한다. 따라서 폭발, 충돌과 같이 국부적으로 고변형률 속도를 유

발하는 문제에 적용하기에는 너무 작은 변형률 속도 범위이다. 실험이 일반적인 UTM(Universal testing machine)을 이용하였기 때문에 저변형률 속도만을 얻을 수 있었던 것으로 추정한다. 중변형률 속도(1/s~1000/s)의 실험을 수행하기 위해서는 반드시 고속 인장 실험기를 이용하여야 하며, 고변형률 속도에서는 홉킨슨 바를 이용해야 하는 것으로 알려져 있다. 이러한 장치의 특징은 시편에 하중을 가하는 초기 속도부터 실험 종료 속도까지 등속도 변형을 유발하는데 있다.

Fig. 1은 HSE(2001)에서 제공하는 고온 진응력 곡선과 상온에서의 변형률 속도 의존성을 예시적으로 나타내고 있다. 상온에서 고온으로 올라갈수록 강도는 현저하게 감소함을 볼 수 있다. 변형률 속도가 커질수록 항복 강도와 인장강도는 모두 증가하는 양상을 보인다. Fig. 1(b)에서 UYS, LYS, UTS, 2%PS, 3%PS는 각각 Upper yield strength, Lower yield strength, Ultimate tensile strength, 2% proof strength, 5% proof strength를 나타낸다.

2.2.2 Nemat-Nasser and Guo(2003)

Nemat-Nasser and Guo(2003)는 DH-36강을 대상으로 다양한 온도 의존성 및 변형률 속도 의존성 실험을 실시한 바 있다. 극저온(-196.15°C), 상온(22.85°C), 고온(126.85, 226.85, 326.85, 526.85°C)의 온도대에서 준정적 변형률 속도(0.001/s), 저변형률 속도(0.1/s), 고변형률 속도(3000.0/s)에 대한 인장 실험을 실시하였다. Fig. 2(a) 및 (b)에서 살펴보면 진응력 곡선이 반드시 온도 상승에 비례하여 저하되지 않음을 알 수 있다. 그러나 고변형률 속도에서는 온도의 상승에 따라 진응력이 감소하는 것을 볼 수 있다. Nemat-Nasser(2003)의 연구 결과는 조선 해양 구조물용 강재에 대한 온도 및 변형률 속도 연성 실험(Coupled test)의 첫 번째 실험이라고 간주된다.

2.2.3 기타 국내 연구

Min et al.(2010)은 빙해 선박용 강재의 저온 특성에 관한 실험적 연구를 수행한바 있다. 사용한 강재는 DH-32, DH-36, EH-36이었으며, 온도는 상온, -30°C, -50°C였다. 변형률 속도 의존성에 대한 실험을 수행하지는 않았다.

Nam et al.(2010)은 LNG FPSO의 상온 및 극저온에서 실험적 연구를 수행하였다. 사용한 재료는 SUS304, AL5083, 9%Nickel강이었다. 실험 온도는 상온, 저온(-100°C), 극저온(-163°C)였으며, 변형률 속도 실험을 수행하지는 않았다. 모재와 용접재를 구분하여 실험을 수행하였고 온도의 강하에 따른 초기 항복 강도, 인장 강도 등의 변화를 재료별로 분석하여 나타내었다.

Park et al.(2010)도 Nam et al.(2010)과 유사한 연구를 수행한바 있다. 즉 LNG 운반선 화물창 재료로 사용되거나 사용이 가능한 SUS304L, AL5083, INVAR강을 대상으로 인장 실험을 실시하였다. 상온, 저온(-120.15°C), 극저온(-163.15°C)에서 인장 실험을 실시하였다. 준정적 범위 내에서 약간의 변형률 속도를 변화하여 실험을 수행하였으며, 연신률이 상당히 큰 차이를 보임을 알 수 있었다.

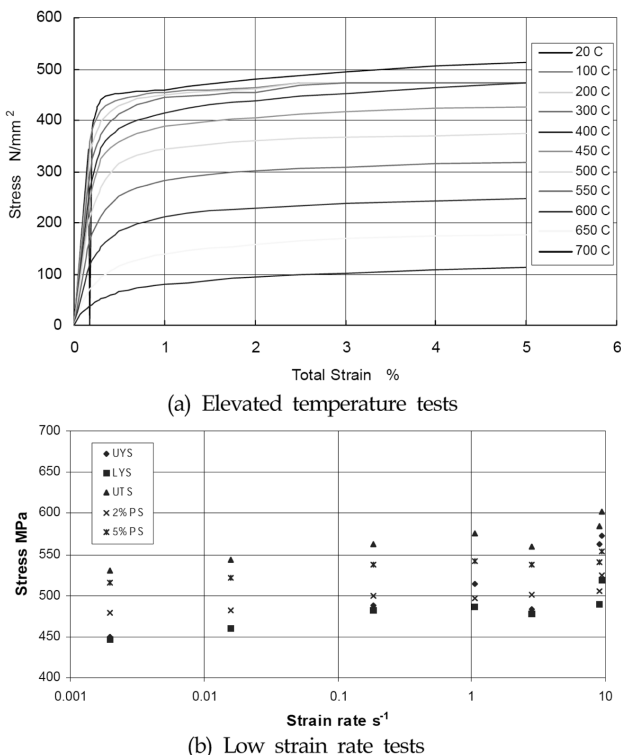


Fig. 1 Test results of 450EM 10 mm thickness steel (HSE, 2001)

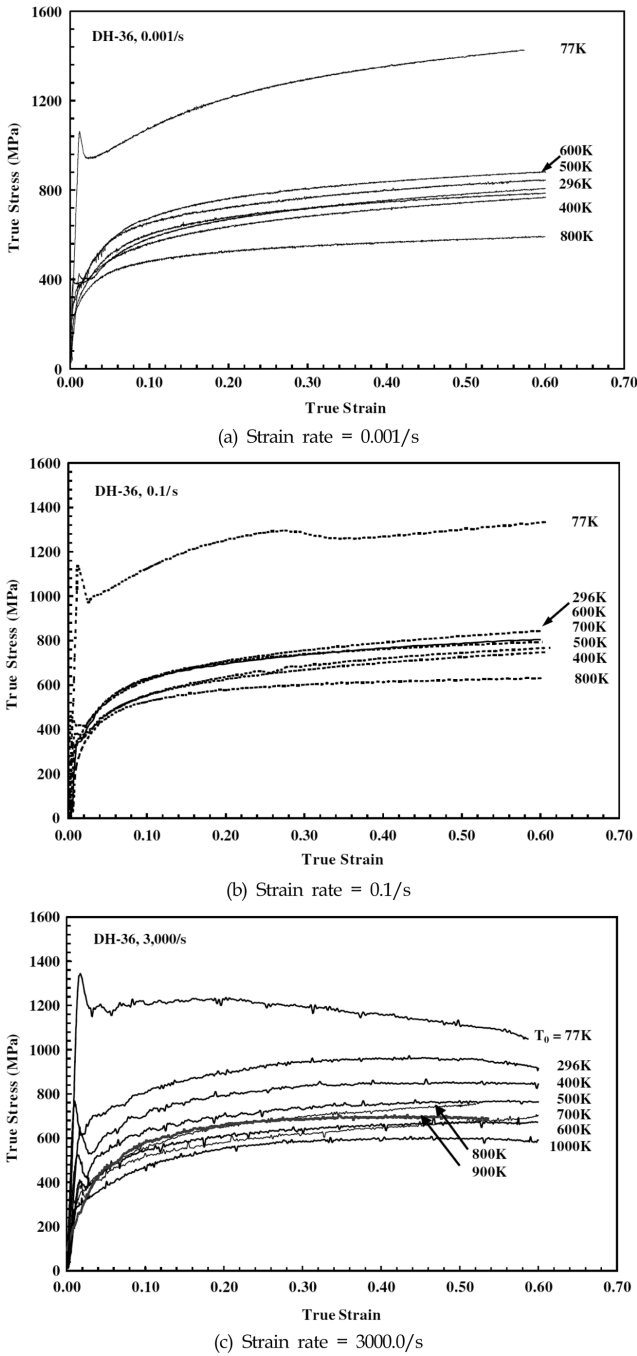


Fig. 2 Test results of DH-36 (Nemat-Nasser and Guo, 2003)

3. 정적 경화

3.1 진응력-진변형률의 정의

정적 경화는 변형률 속도의 영향을 고려하지 않을 정도의 준 정적 하중을 받을 때 재료의 소성 변형률 경화 현상을 의미한다. 따라서 정적 경화는 재료에 따라 변동적이며, 인장 실험을 통하여 도출할 수 있다. UTM에 신률계(Extensometer)를 이용하여 하중(P)과 신률(δ) 데이터를 얻은 후 식 (1)과 식 (2)를 이용하여 공칭 응력(Engineering stress)과 공칭 변형률(Engineering strain)

을 얻을 수 있다. 식 (1)에서 A_0 는 시편의 초기 단면적을 의미한다. 식 (2)에서 L_0 는 신률계의 표점 거리(Gage length)로서 통상 50mm 게이지를 많이 사용한다. 공칭 응력은 단면의 초기 단면적을 이용하기 때문에 초기 항복응력 이후의 유동 응력을 표현하기에는 적절하지 않은 물리량이다. 식 (3) 및 식 (4)를 이용하여 공칭응력을 진응력으로, 공칭 변형률을 진변형률로 표현할 수 있다. 공칭 변형률은 표점 거리를 이용하기 때문에 공칭 변형률을 이용하여 추정된 진변형률은 네킹이 발생한 이후에 절대로 사용할 수 없다. 마찬가지로 시편의 연신률도 재료의 연성을 나타내는 간접적인 지표가 될 수는 있어도, 공학적으로 의미를 부여할 수 없는 물리량이다. 결론적으로 식 (3) 및 식 (4)를 이용하여 도출한 진응력과 진변형률은 네킹 발생 이전까지만 유효하기 때문에 균일 진응력(Uniform true stress) 및 균일 진변형률(Uniform true strain)으로 불린다. 여기서 균일은 네킹 발생전까지는 시편의 평행부가 균일하게 변형하기 때문에 유래된 명칭이다.

$$S = P/A_0 \tag{1}$$

$$e = \delta/L_0 \tag{2}$$

$$\sigma_{tm} = S(1 + e) \tag{3}$$

$$\epsilon_{tm} = \ln(1 + e) \tag{4}$$

Fig. 3은 네킹이 발생한 이후 환봉형 시편에 발생한 삼축 응력 상태를 나타낸다. 네킹이 발생하기 전까지 시편에는 축방향 응력만 존재하지만, 네킹이 발생한 이후에 최소 반지름을 가지

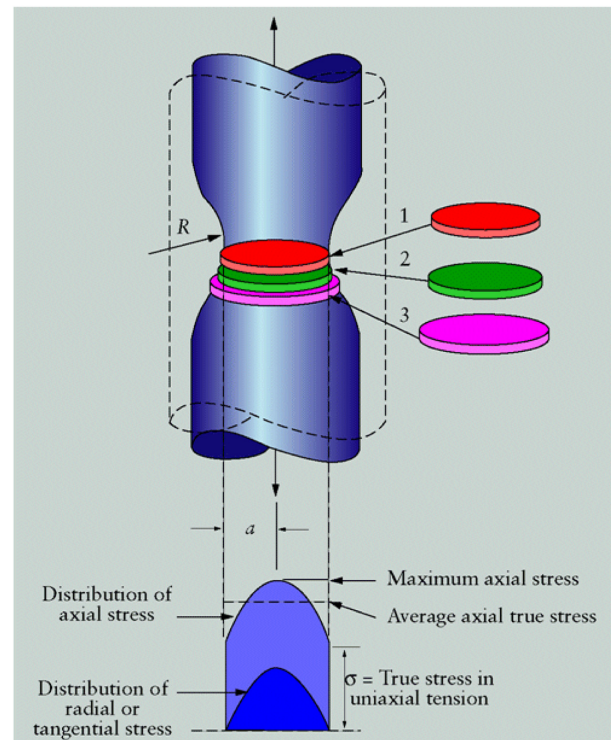


Fig. 3 Triaxial stress state after onset of necking (Kalpakjian, 2001)

는 부분을 주변의 큰 반지름을 가지는 부분이 구속하므로 네킹 부의 응력은 축방향, 원주방향, 접선방향의 3축응력 상태로 바뀌게 된다.

등방성 재료(Isotropic material)의 경우, 일축 특성치(일축 응력-일축 변형률)가 모든 방향성을 대표할 수 있기 때문에 일축 특성치만 가지고 모든 방향의 재료 거동을 예측할 수 있다. 또한 인장 실험은 항상 일축 하중만 작용하기 때문에 인장 실험으로부터 얻은 응력-변형률 곡선은 항상 일축 응력 상태로 간주된다. 그러나 Fig. 3에서 보는 바와 같이 네킹 발생 후 인장 실험에서 얻은 하중은 삼축 응력을 발생시키는데 사용되었기 때문에, 인장 실험에서 얻은 응력을 일축 응력이 아닌 등가 응력으로 표현하는 것이 타당하다. 식 (5)에 보인 바와 같이 하중을 감소 단면적으로 나눈 응력을 평균 진응력(Average true stress)로 정의하며, 평균 진응력은 네킹이 발생하기 전까지 균일 진응력과 동일하다. 그리고 평균 진응력은 삼축 응력 상태를 나타내는 등가 진응력(Equivalent true stress)로 변환될 필요가 있다.

$$\sigma_w = P/A \quad (5)$$

등가 진응력은 통상 식 (6)과 같이 평균 진응력에 계수(ζ)를 곱한 형태로 표현된다. Bridgman(1952)은 환봉형 시편에 작용하는 하중의 증가에 따라 시편의 주응력 방향은 변동하지 않는다고 가정 한 후(비례 하중, Proportional loading), 해석적 방법을 통하여 네킹 후 등가 응력 수정 계수를 식 (7)과 같이 제시하였다. 식 (7)에서 변수 a 와 R 은 네킹부의 최소 반지름과 곡률 반지름을 의미한다(Fig. 3 참조). Bridgman(1952)은 소성 상태에서 체적 불변을 가정하여 식 (8)과 같은 로그 진변형률(Logarithmic true strain)을 제시하였다.

$$\sigma_{eq} = \sigma_w \cdot \zeta \quad (6)$$

$$\zeta = \frac{1}{\left(1 + \frac{2R}{a}\right) \cdot \ln\left(1 + \frac{a}{2R}\right)} \quad (7)$$

$$\varepsilon_p = \ln\left(\frac{A_0}{A}\right) \quad (8)$$

신률계를 이용하는 통상적인 인장 실험에서, 네킹의 발전에 따른 a 와 R 을 예측하는 것은 현실적으로 불가능하다. 따라서 실험중 사진 촬영 후 이미지 분석(DICA, Digital image correlation analysis)을 통하여 a 와 R 을 인식하거나, 시편에 대한 수치 해석을 통하여 a 와 R 을 인식할 수 있다. 이러한 문제점을 해결하기 위하여 Le Roy et al.(1981)는 식 (9)과 같은 추정식을 제시하기도 하였다. 식 (10)에서 n 은 소성 변형률 경화 지수를 의미한다. Choung and Cho(2008)는 다양한 폭-두께비를 가지는 사각 단면 시편 수치 해석을 통하여 등가 진응력 수정 계수를 식 (10)과 같이 제시하였다. 식 (10)에 필요한 계수는 식 (11)에 나타내었다.

$$\frac{a}{R} = 1.1(\varepsilon_p - n) \quad (9)$$

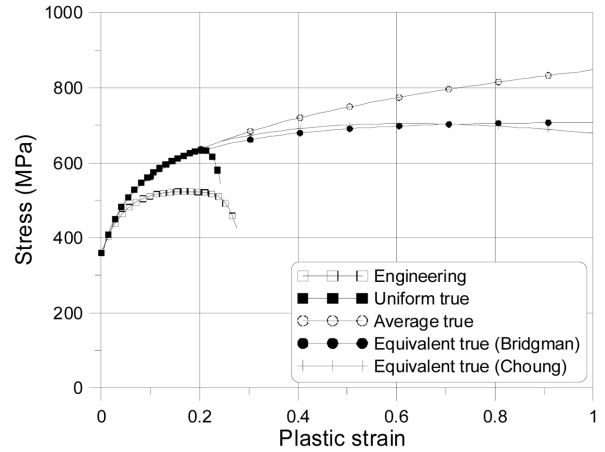


Fig. 4 Comparison of engineering, uniform true, average true, and equivalent true stress curves

$$\zeta = \begin{cases} 1.0 & \text{for } \varepsilon_p \leq 1.4n \\ \alpha \varepsilon_p^2 + \beta \varepsilon_p + \gamma & \text{for } \varepsilon_p > 1.4n \end{cases} \quad (10)$$

$$\begin{aligned} \alpha &= -0.0704n - 0.0275 \\ \beta &= 0.4550n - 0.2926 \\ \gamma &= 0.1592n + 1.0240 \end{aligned} \quad (11)$$

Fig. 4는 DH-36 TMCP강에 대하여 수행된 사각 단면 인장 실험 결과를 예시적으로 나타내고 있다. 공칭 응력과 균일 진응력은 초기 항복 강도를 초과하면서 균일 진응력과 큰 차이를 보이고 있다. 균일 진응력은 네킹의 발생전까지만(소성 변형률 0.2 부근) 유효함을 Fig. 4로부터 알 수 있다. 평균 진응력은 네킹의 발생 이후에도 지속적으로 증가하는 현상을 보인다. 네킹 발생 후 단면적의 감소가 급격하기 때문에 이러한 현상은 파단이 발생하기 전까지 계속된다. 식 (7)과 식 (9)를 이용하여 예측한 등가 진응력(Bridgman curve)과 식 (10)과 식 (11)을 이용하여 예측한 등가 진응력(Choung curve)는 매우 유사한 양상을 보이며, 평균 진응력에 비하여 비교적 보수적인 재료 강성을 보여준다.

3.2 정적 경화 구성 방정식

본 논문에서는 변형률 경화에 관한 구성 방정식으로서 공학적으로 널리 이용되는 Ludwik(식 (12)), Hollomon(식 (13)), Swift(식 (14)), Ramberg-Osgood(식 (15))를 소개하고자 한다. 이들 구성 방정식은 단조 하중(Monotonic load)이 작용할 때 재료는 등방성 경화(Isotropic hardening)한다는 가정에 근거하고 있으며, 피로와 같이 반복 하중이 작용할 경우 등방성 경화와 이동성 경화(Kinematic hardening)를 동시에 고려한 구성 방정식을 적용해야 한다. 5개 구성 방정식은 1900년대 초~중반에 발표된 자료이므로, 참고 문헌으로서 인용을 생략하고, 단지 공식만 나타내었다.

Ludwik 구성 방정식은 초기 항복 강도항을 포함하기 때문에 비교적 정확한 공식으로 보여지지만, 실제 실험 데이터를 곡선 접합후 실험 데이터와 비교해보면 상당한 차이를 보임을 알 수 있다. 이는 초기 항복 강도를 상수로 고정하여 곡선 적합을 실시하기 때문에 고변형률 구간에서 상관도가 작아지기 때문이다.

ASTM(2000)에서는 Hollomon 공식을 이용하여 소성 변형을 경화 지수와 강도 계수를 도출하는 방법을 제시한다. 즉 식 (3) 및 식 (4)를 이용하여 얻은 균일 진응력 곡선에서 평탄부의 종료 시점부터 최대 균일 진응력(진인장 강도, σ_{ms}) 사이의 데이터에 대한 선형 회귀 분석을 통하여 소성 변형을 경화 지수 및 강도 계수를 산출한다. 따라서 별도의 언급이 없는 한 소성 변형을 경화 지수와 강도 계수는 Hollomon 상수를 의미한다. 즉 $n = n_H$ 및 $K = K_H$ 를 의미한다. Hollomon 구성 방정식을 이용하여 유동 응력을 표현하고자 할 때, 초기 항복 강도 부근에서는 작은 증분의 소성 변형을 적용하여야 부드러운 유동 응력 곡선을 얻을 수 있다. Swift 구성 방정식은 항복 변형을 항을 포함하기 때문에 성형 가공의 분야에서 많이 사용되고 있으며, 항복 변형을 잔류 변형률로 치환하여 사용한다. Ramberg-Osgood 구성 방정식은 Hollomon 구성 방정식에 탄성 변형을 포함하여 전체 변형률로 나타낸 구성 방정식이다. 비선형 유한 요소 해석에서 재료의 정적 경화를 정의할 때 소성 변형률에 상응하는 유동 응력을 정의하기 때문에 Ramber-Osgood 구성 방정식은 사용하기에 오히려 불편한 단점도 있다. 이론적으로 Hollomon의 2가지 상수는 Swift 및 Ramberg-Osgood 상수와 동일하다. 즉 $n = n_H = n_S$ 및 $K = K_H = K_S$ 이다.

$$\sigma = \sigma_0 + K_L \epsilon_p^{n_L} \tag{12}$$

$$\sigma = K_H \epsilon_p^{n_H} \tag{13}$$

$$\sigma = K_S (\epsilon_0 + \epsilon_p)^{n_S} \tag{14}$$

$$\epsilon = \sigma_0 / E + (\sigma / K_H)^{1/n_H} \tag{15}$$

Fig. 4에 나타난 실험 데이터로부터 Ludwik, Hollomon, Swift 구성 방정식의 계수를 구하여 Table 2에 나타내었다. 초기 항복 강도는 실험으로부터 얻은 359.31MPa이었고, 탄성 계수는 206GPa로 가정하였다. Hollomon과 Swift의 경우 거의 동일한 곡선 적합 결과를 보여주지만, Ludwik의 경우 완전히 다른 강도 계수와 소성 변형을 경화 지수를 보여준다. 수정 결정 계수 R^2 (Adjusted coefficient of multiple determination)는 거의 유사한 결과를 보여주었기 때문에 실험 데이터와 구성 방정식으로 표현된 데이터는 거의 일치할 것으로 예측된다.

Fig. 5는 Table 2의 상수를 이용하여 나타난 유동 응력을 나타낸다. 균일 진응력의 종료 시점까지 세가지 구성 방정식은 밀접한 상관 관계를 보여주지만, 네킹의 시작이후에 Ludwik 구성 방정식은 재료의 강성을 과대 평가함을 알 수 있다. Hollomon과 Swift 구성 방정식은 이론적으로 같은 재료 상수를 사용하기 때문에 거의 일치하는 곡선을 나타낸다.

Table 2 Obtained mechanical properties (unit: MPa)

Constitutive model	n	K	R^2
Ludwik	0.550	716.451	0.984
Hollomon	0.166	832.727	0.994
Swift	0.174	844.413	0.997

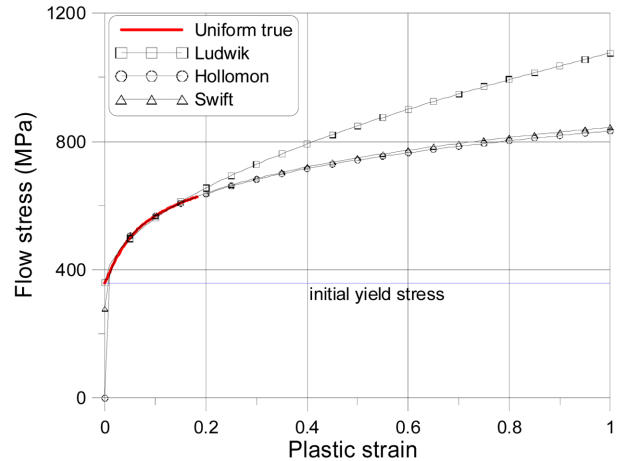


Fig. 5 Comparison of constitutive models for strain hardening

일반적으로 조선 해양 구조물용 강재(주로 선급 강재 및 API 강재)의 경우 대부분 Lüder plateau라 불리는 평탄부가 나타나는데, 위의 구성 방정식을 가지고 이를 직접 표현할 수는 없다. Lüder plateau는 항복 이후 변형을 경화가 발생하기 전까지의 강소성 구간을 의미하며, 따라서 이 구간에서는 경화가 발생하지 않기 때문에 초기 항복 강도와 같다고 가정하고, Lüder plateau 변형률 구간을 재료 상수로서 정의하여 위의 구성 방정식을 적용할 수는 있다. 이러한 이유로 재료의 인장 실험 결과를 가지고 있다면, 다점형 데이터(Piecewise data) 형식으로 구조 해석에 적용하는 것이 가장 바람직한 방법이다. 통상 항복 강도가 낮을수록 Lüder plateau 구간이 길어지는 양상을 보이고, 고장력강인 경우에는 비교적 작은 구간을 가진다. 예를 들어 선급 강재 중에서 연강에 속하는 강재(예를 들어 A, B, D 등)는 고장력강의 범주에 속하는 강재(예를 들어 AH-32, AH-36, DH-32, DH-36 등)에 비하여 비교적 큰 평탄부를 나타낸다.

4. 동적 경화

4.1 동적 경화 구성 방정식

동적 경화능의 문제는 주로 하중 속도의 관점과 구조물의 변형 속도(엄밀하게 변형률 속도)의 관점에서 접근할 필요가 있다. 고속 하중이 구조물에 가해지면 일반적으로 높은 변형률 속도가 유발되지만, 저속 하중이 가해져도 높은 변형률 속도를 유발할 수 있다. 예를 들어 5노트 정도의 저속으로 운항하는 선박이 좌초될 경우 균열이 발생한 선단에서의 변형률 속도는 1000/s 이상이 될 수도 있다. 얼음과 같이 취성 재료에 있어서 하중 속도는 변형률 속도와 동등하게 취급되어 두 용어는 혼용되기도 한다.

변형률 속도가 대략 1/s 이하라면, 저변형률 속도로 간주되어 준정적 문제로 취급이 가능하다. 이 경우 구조 부재 전체는 외력에 대한 힘의 평형을 이루고 관성력은 무시할 정도로 작다. 재료가 빨리 변형하게 되면 내력(내부 에너지)의 일부는 열로 소산하게 되는데, 저변형률 속도에서는 열 발생이 없으므로 등온 상태(Isothermal state)로 취급된다. 중변형률 속도는 대략

1/s~1000/s 사이의 변형률 속도를 의미하는데, 순간적으로 내력과 외력의 불균형으로 인한 부재의 가속도 및 이로 인한 응력파(Stress wave)의 영향이 상당히 증가한다. 즉 부재 전체가 경험하는 가속도로 인한 관성력과 부재 일부에서 응력파로 인하여 유기되는 관성력이 구조물의 거동에 영향을 많이 미친다. 또한 소성 변형에 의하여 발생한 열이 주변으로 전파하는 시간(열전달에 필요한 최소 시간)보다 부재의 변형 속도가 빠르기 때문에 발생한 열은 부재의 기계적 성질을 저하시킬 수 있다. 부재가 1000/s 이상의 고변형률 속도로 변형하면 주로 응력파가 부재의 변형에 영향을 미치게 되며, 빠른 변형으로 인하여 부재에서 발생된 열이 주변으로 전도될 시간을 가지지 못하여 단열 상태(Adiabatic state)로 간주된다. 따라서 고변형률 속도에서는 발생된 열은 대부분 부재의 온도 상승에 기여를 하게 된다.

이러한 이유로 변형률 속도에 대한 구성 방정식은 소성 변형으로 인한 온도와 밀접한 관련이 있으며, 많은 연구자들이 적절한 가정을 도입하여 재료의 소성 영역에서 변형률 속도와 온도에 대한 의존성에 초점을 맞추어서 연구를 진행해왔다. 변형률 속도 구성방정식은 주로 정적 구성 방정식에 동적 계수(DHF, dynamic hardening factor)를 곱한 형태로 나타난다. 조선 해양 분야에서 널리 사용되는 Cowper-Symonds(1957) 구성 방정식도 정적 구성 방정식에 DHF를 곱한 형태이다. 또한 자동차 분야에서 많이 사용되는 Johnson-Cook(1985) 구성 방정식은 온도 의존성을 포함하고 있지만 기본적으로 정적 구성 방정식에 DHF를 곱한 형태이다.

동적 경화를 나타내는 가장 기본적인 공식은 식 (16)과 같다. 식 (17)은 지수 형태로 나타난 DHF를 나타내며, 여기서 m 은 변형률 속도 경화 지수(Strain rate hardening exponent)라 정의한다. 식 (18)은 Cowper-Symonds의 DHF를 나타낸다. Cowper-Symonds의 DHF는 정적 유동 응력을 두 배로 증폭시키는 변형률 속도를 정의하기 위하여 재료 상수 D 를 이용하였다. 식 (19)는 D 가 정적 유동 응력의 2배에 해당하는 변형률 속도임을 나타낸다. 그러나 결과적으로 Cowper-Symonds의 DHF는 재료 상수가 2개로 늘어나는 단점이 있다. 식 (20)은 Johnson-Cook의 DHF를 나타낸다. 재료 상수 C 와 $\dot{\epsilon}_r$ 가 필요한데, $\dot{\epsilon}_r$ 는 변형률 속도를 정의하기 위한 기준 변형률 속도를 의미하며 통상 $\dot{\epsilon}_r$ 은 1/s을 기준으로 한다. 따라서 Johnson-Cook DHF는 재료 상수 C 만을 필요로 한다.

$$\sigma_d = \sigma \cdot DHF \tag{16}$$

$$DHF_p = (\dot{\epsilon}_p / dt)^m = \dot{\epsilon}_p^m \tag{17}$$

$$DHF_{CS} = 1 + (\dot{\epsilon}_p / D)^{1/p} \tag{18}$$

$$\dot{\epsilon}_p = D \left(\frac{\sigma_d}{\sigma} - 1 \right)^p \tag{19}$$

$$DHF_{JC} = 1 + C \ln(\dot{\epsilon}_p / \dot{\epsilon}_r) \tag{20}$$

Fig. 6은 Fig. 4에 보인 동일한 재료에 대하여 변형률 속도에

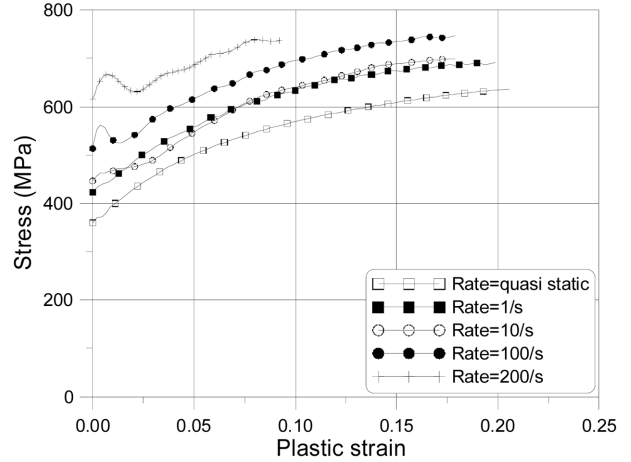


Fig. 6 Comparison of flow stresses according to the strain rates

따라 실험한 데이터를 나타낸다. 식 (16)~(20)에 언급한 재료 상수를 도출하기 위해서는 Fig. 6에 보인 바와 같이 변형률 속도의 변화에 따른 실험을 실시하여야 한다. 일부 소성 변형률 구간에서 유동 응력의 변화를 추출한 후 변형률 속도를 종속 변수로 DHF의 변화를 곡선 적합하여 m 또는 D & p 또는 C 를 도출할 수 있다.

Table 3과 Fig. 7은 Fig. 6에 나타난 5% 항복 강도(5% Proof stress)를 기준으로 변형률 속도 구성 방정식 재료 상수를 도출한 결과이다. 변형률 속도 축을 로그 스케일로 본다면 지수형 모델의 경우 직선에 가까운 경향을 보여주며, 실험 데이터와의 상관도가 매우 작게 나타났음을 알 수 있다. 이는 기준이 되는 변형률 속도가 없이 곡선 적합을 수행하였기 때문이다. 반면

Table 3 Obtained strain rate constants (unit: /s)

Constitutive model	m	D, p	C	R^2
Power	0.0394	N/A	N/A	0.2979
Cowper-Symonds	N/A	24539.6003, 4.3539	N/A	0.9269
Johnson-Cook	N/A	N/A	0.02309	0.8380

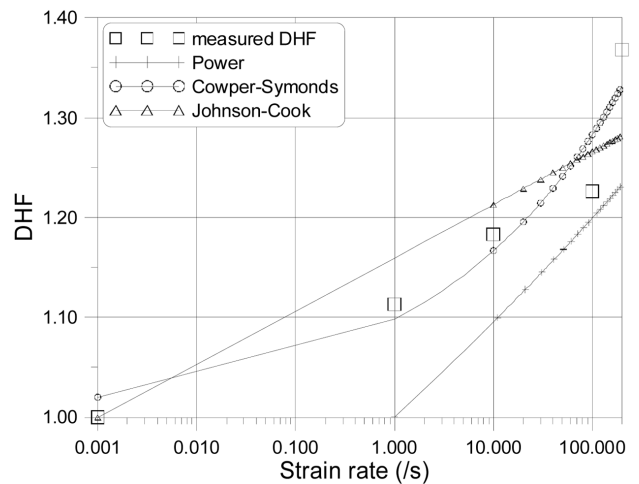


Fig. 7 Comparison of flow stresses according to the strain rates

Johnson-Cook 구성 방정식의 경우 기준 변형률 속도 ($\dot{\epsilon}_r$)를 실험에서 준정적 변형률 속도인 0.001/s으로 설정하므로써 곡선의 적합 능력이 83.8%로 향상된 결과를 보여준다. Cowper-Symonds 구성 방정식의 경우 재료 상수가 2개이기 때문에 상대적으로 우수한 적합 능력($R^2 = 92.7\%$)을 나타낸다.

본 논문에서는 5% 항복 응력을 대상으로 DHF를 도출하고, 이로부터 변형률 속도 구성 방정식 재료 상수를 도출하는 예를 나타내었다. 그러나 초기 항복 강도에서의 DHF는 5% 유동 응력에서 도출한 DHF와 일치하지 않을 것이다. 즉 소성 변형률의 진행 정도에 따라서 DHF는 변동적일 수 있으며, 따라서 변형률 속도 경화 구성 방정식의 재료 상수도 변동적일 수 있다. 따라서 동일한 재료라도 DHF는 소성 변형률의 함수로 표현될 필요가 있다.

4.2 동적 경화 구성 방정식 재료 상수

강재의 변형률 속도 구성 방정식 재료 상수를 얻는 것은 현실적으로 어렵다. 이에 대한 국내 연구는 아직도 초보적인 단계이며, 전 세계적으로도 많은 연구가 수행되지는 않았다. 반면 변형률 속도 구성 방정식 재료 상수는 구조물의 동적 거동 측면에서 심각한 영향을 미칠 수 있음에 유의해야 한다. 예를 들어 많은 참고 문헌에 의하면 Cowper-Symonds 재료 상수로서 D 는 40/s 내외의 p 는 5 내외의 값을 적용하는데 이러한 값은 재료의 변형률 속도 경화를 상당히 과대 평가할 수 있다. 근래 조선 해양 구조물용 강재는 연강보다는 고장력강의 사용이 대부분이며 고장력강은 변형률 속도에 민감하지 않은 것으로 알려져 있다. 심지어 변형률 속도를 고려하지 않는 것이 더 정답에 근접한 경우도 많다.

조선 해양 구조물용 고장력강이 변형률 속도에 민감하지 않다는 사실은 Nemat-Nasser and Guo(2003) 및 Choung et al. (2010)의 연구 결과에도 잘 나타나 있으며, Table 3에서 D 가 40/s 부근이 아니라 약 25000/s 정도라는 사실도 이를 뒷받침한다. 따라서 변형률 속도로 인한 경화를 고려할 때는 다점형 실험 데이터를 직접 사용하는 것이 바람직하고, 실험 데이터가 없다면 식 (21) 또는 식 (22)를 이용하여 변형률 속도 구성 방정식 재료 상수를 도출하는 것도 추천할 만하다. 식 (21)~(22)는 Lee and Kim(2007)에 의하여 제시된 경험식이며, 자동차용 강판에 대한 동적 물성 실험 데이터를 토대로 작성되었다. 식 (21)은 Cowper-Symonds, 식 (22)는 Johnson-Cook의 재료 상수를 유추하기 위한 공식이다. 식 (21)을 적용할 때 지수 p 는 5.0으로 고정하여 사용한다. 식 (22)를 적용할 때 $\dot{\epsilon}_r$ 는 1.0을 적용한다.

$$D = \begin{cases} 92000 \cdot \exp(\sigma_0/364) - 194000 & \text{for } \sigma_0 > 270 \text{ MPa} \\ 40 & \text{for } \sigma_0 \leq 270 \text{ MPa} \end{cases} \quad (21)$$

$$C = 0.298 \cdot \exp(\sigma_0/126) + 0.018 \quad (22)$$

5. 결 론

본 논문에서는 선박의 충돌 및 좌초, 극지 선박의 빙충돌, 해양 플랜트의 폭발 등에 의하여 야기될 수 있는 구조의 소성 변

형 및 파단 거동에 대하여 재료적 관점에서 문헌 검토를 실시하였다. 제4회 및 제5회 ICCGS(2007; 2010)에 게재된 논문을 검토한 결과 정적 경화의 경우 실험 후 진응력을 이용한다던가, 적절한 변형률 경화 구성 방정식을 이용하는 사례가 많이 나타났다. 하지만, 아직도 완전 소성 또는 단선 경화를 가정하는 사례도 관측되었다. 대부분의 논문은 실험 데이터의 부재로 인하여 동적 경화를 고려하지 않았지만, 일부 논문은 매우 과대한 변형률 속도 경화를 고려하는 사례도 있었다. HSE(2001)에는 기존의 산업 규격에서 제시하는 온도 의존성 및 변형률 속도 의존성을 요약하여 나타내었으며, 해양 구조물용 강재에 대한 온도 의존성 실험을 통하여 온도에 따른 변형률 경화를 가시화하여 제안하였다. 그러나 변형률 속도 실험의 경우 최대 약 10/s 정도의 변형률 속도로 실험이 수행되었기 때문에 공학적으로 동적 경화를 추정하기에는 부족한 것으로 사료된다.

재료의 정적 경화를 나타내기 위하여 여러 가지 진응력에 대하여 정의하였으며, 네킹 이후에 등가 진응력이 사용되어야 하는 원인에 대하여 규명하였다. 또한 등가 진응력을 계산하기 위한 경험식을 참고 문헌으로부터 제시하였다. 정적 경화에 대한 구성 방정식을 설명하였으며, 각 구성 방정식에 따른 재료 상수의 도출 방법에 대하여 기술하였고 실례를 제시하였다. 재료의 동적 경화를 표현하기 위하여 동적 경화 계수(DHF)가 필요함을 제시하였고, 지수형, Cowper-Symonds, Johnson-Cook 구성 방정식에 대한 DHF를 수식으로 설명하였다. 실제 실험 결과를 바탕으로 변형률 속도 경화에 대한 재료 상수를 도출하는 방법에 대하여 설명하였다. 동적 경화의 경우 실험 데이터를 얻는 것이 현실적으로 매우 어렵기 때문에 Lee and Kim(2007)에 의하여 제시된 경험식을 소개하였다.

본 논문에서는 온도에 따른 변형률 경화와 변형률 속도 경화의 상관 관계에 대하여 다루지 않았다. 온도가 상승하면 전반적인 정적 및 동적 유동 응력이 감소하는 경향을 보일 것으로 예측되긴 하지만, 온도와 경화(또는 연화)는 서로 연성된 관계를 가지기 때문에, 이를 실험적으로 규명한 사례가 매우 부족하기 때문이다. 따라서 극지 선박 또는 LNG CCS(Cargo containment system)의 경우 저온에 따른 경화 특성, 해양 플랜트 상부 구조 폭발/화재의 경우 고온에 따른 연화 특성을 실험적으로 규명하는 연구가 필요할 것이다. 또한 본 논문에서는 파단에 대한 연구 현황을 조사하였지만, 이론적 배경 및 수식에 대한 설명은 지면 관계로 생략하였으며, 후속 논문에서 다룰 예정이다.

후 기

본 논문은 교육과학기술부 한국연구재단의 연구비 지원(과제 번호: 2010-0003094)으로 수행되었으며, 위 기관의 지원에 감사드립니다. 그리고 이 논문은 2011년도 목포대학교 중형조선산업 지역혁신센터(RIC)에 의하여 지원되었음을 밝힙니다.

참 고 문 헌

AbuBakar, A. and Dow, R.S. (2010). "Simulation of Grounding

- Damage using the Finite Element Method", Proceedings of 5th International Conference on Collision and Grounding of Ships (ICCGS 2010), pp 208-216.
- Alsos, H.S., Hopperstad, O.S. and Amdahl, J. (2007). "Prediction of Rupture in Collision and Grounding of Ships using the BWH Failure Criterion", Proceedings of 4th International Conference on Collision and Grounding of Ships (ICCGS 2007), pp 155-162.
- Alsos, H.S. and Amdahl, J. (2009). "On the resistance to penetration of stiffened plates, Part I - Experiments", International Journal of Impact Engineering, Vol 36, No 6, pp 799-807.
- Alsos, H.S., Amdahl, J. and Hopperstad, O.S. (2009). "On the Resistance to Penetration of Stiffened Plates, Part II: Numerical Analysis", International Journal of Impact Engineering, Vol 36, No 7, pp 875-887.
- American Society for Testing and Materials (ASTM) (2000). ASTM E 646 Standard Test Methods for Tensile Strain-Hardening Exponents (n -Values) of Metallic Sheet Materials.
- Bridgman, P.W. (1952). Studies in Large Plastic Flow and Fracture, McGraw-Hill, New York.
- Choung, J. and Cho, S.R. (2008). "Study on True Stress Correction from Tensile Tests", Journal of Mechanical Science and Technology, Vol 22, pp 1039-1051.
- Choung, J., Cho, S.R. and Kim, K.S. (2010). "Impact Test Simulations of Stiffened Plates using the Micromechanical Porous Plasticity Model", Ocean Engineering, Vol 37, pp 749-756.
- Choung, J., Cho, S.R. and Yoon, K.Y. (2007). "On Comparative Studies of Fracture Models for Shipbuilding and Offshore Structural Steels", Proceedings of 4th International Conference on Collision and Grounding of Ships (ICCGS 2007), pp 177-185.
- Cowper, G. and Symonds, P. (1957). "Strain Hardening and Strain Rate Effects in the Loading of Cantilever Beams", Brown Univ. Applied Mathematics Report, Report No. 28.
- Darje, L. and Lehmann, E. (2007). "Damage Evaluation of Bow Structure of a Ro-Ro Ferry in Case of Collision", Proceedings of 4th International Conference on Collision and Grounding of Ships (ICCGS 2007), pp 243-250.
- Ehlers, S., Klanac, A. and Tabri, K. (2007). "Increased Safety of a Tanker and Ropax Vessel by Implementing a Novel Sandwich Structure", Proceedings of 4th International Conference on Collision and Grounding of Ships (ICCGS 2007), pp 109-115.
- Ehlers, S., Tabri, K., Romanoff, J. and Varsta, P. (2010). "Numerical and Experimental Investigation on the Collision Resistance of the XC-core Structure"m Proceedings of 5th International Conference on Collision and Grounding of Ships (ICCGS 2010), pp 18-24.
- Ehlers, S. (2010). "A Material Relation for Numerical Ship Collision Analysis", Proceedings of 5th International Conference on Collision and Grounding of Ships (ICCGS 2010), pp 113-117.
- Health and Safety Executive (2001), Offshore Technology Report OTO 2001/020-Elevated Temperature and High Strain Rate Properties of Offshore Steels.
- Hung, C.F., Wu, K.P. and Huang, Y.T. (2010). "The Strength Characteristics of Different Types of Double Hull Structures in Collision", Proceedings of 5th International Conference on Collision and Grounding of Ships (ICCGS 2010), pp 217-222.
- Jie, M., Cheng, C.H., Chan, L.C. and Chow, C.L. (2009). "Forming Limit Diagrams of Strain-rate-dependent Sheet Metals", International Journal of Mechanical Sciences, Vol 51, No 4, pp 269-275.
- Johnson, G.R. and Cook, W.H. (1985). "Fracture Characteristics of Three Metals Subjected to Various Strain, Strain Rates Temperatures and Pressures", Engineering Fracture Mechanics, Vol 21, No 1, pp 31-48.
- Kalpakjian, S. and Schmid, S. R. (2003). Manufacturing Processes for Engineering Materials, Addison Wesley Publishing Co.
- Le Roy, G., Embury, J.D., Edwards, G. and Ashby, M.F. (1981). "A Model of Ductile Fracture Based on the Nucleation and Growth of Voids", Acta Metallurgica, Vol 29, pp 1509-1522.
- Lee, H.J. and Kim, B.J. (2007). "A Study on the Application of Material Properties in Ship Collision Analysis", Proceedings of the Annual Autumn Meeting SNAK, pp 1050-1057.
- Min, D.K., Shim, C.S. and Cho, S.R. (2010). "Study on Mechanical Properties at Low Temperature for Steels of Ice-Class Vessels", Proceedings of the Annual Spring Meeting SNAK, pp 1588-1597.
- Nam, S.W., Kim, K.S., Choung, J., Yu, C.H. and Lyu, S.G. (2010). "Mechanical Properties of LNG FPSO CCS Materials at Room and Cryogenic Temperatures", Proceedings of the Annual Autumn Meeting SNAK, pp 75-83.
- Nemat-Nasser, S. and Guo, W.G. (2003). "Thermomechanical Response of DH-36 Structural Steel over a Wide Range of Strain Rates and Temperature", Mech. Mat., Vol 35, pp 1023-1047.
- Niklas, K. (2010). "Numerical Simulation of Grounding Experiment", Proceedings of 5th International Conference on Collision and Grounding of Ships (ICCGS 2010), pp 223-228.

- Park, W.S., Kang, K.Y., Kim, J.H. and Lee, J.M. (2010). "A Comparative Study on Mechanical Behavior of Low Temperature Application Materials for Ships and Offshore Structures", Proceedings of the Annual Autumn Meeting SNAK, pp 1300-1312.
- Samuelides, M.S., Voudouris, G. and Toullos, M. (2007). "Simulation of the Behaviour of Double Bottoms Subjected to Grounding Actions", Proceedings of 4th International Conference on Collision and Grounding of Ships (ICCGS 2007), pp 93-102.
- Tavakoli, M.T., Amdahl, J., Alsos, H.S. and Krebo, F. (2007). "Analysis of Supply Vessel Stern Impacts with an FPSO", Proceedings of 4th International Conference on Collision and Grounding of Ships (ICCGS 2007), pp 19-28.
- Törnqvist, R. (2003). Design of Crashworthy Ship Structures. Technical University of Denmark, Ph.D Thesis.
- Villavicencio, R., Sutherland, L. and Guedes Soares, C. (2010). "Numerical Simulation of Transversely Impacted, Clamped Circular Aluminium Plates", Proceedings of 5th International Conference on Collision and Grounding of Ships (ICCGS 2010), pp 104-112.
- Yasuda, A. and Imakita, A. (2007). "Numerical Study on Structural Arrangement Effects on Collision Resistance of Hull Girders", Proceedings of 4th International Conference on Collision and Grounding of Ships (ICCGS 2007), pp 117-122.

2011년 2월 9일 원고 접수

2011년 3월 25일 심사 완료

2011년 4월 22일 게재 확정