

동적하중하에서의 강도적 불균질재의 연성크랙 발생한계의 해석적 검토

- 강도적 불균질 및 동적부하의 영향에 의한 연성크랙 발생조건 (제 2 보) -

안규백* · 大畑充** · 望月正人** · 방한서*** · 豊田政男**

*大阪大學 大學院 工學研究科 (현, 姫路工業大學 工學研究科)

**大阪大學 大學院 工學研究科

***조선대학교 항공·조선공학부

Analytical Examination of Ductile Crack Initiation with Strength Mismatch under Dynamic Loading

- Criterion for Ductile Crack Initiation Effect of Strength Mismatch and Dynamic Loading (Report 2) -

Gyu-Baek An*, Mitsuru Ohata**, Masahito Mochizuki**, Han-Sur Bang*** and Masao Toyoda**

*Graduate School of Engineering, Osaka University, Osaka 565-0871, Japan
(Presently Himeji Institute of Technology, Himeji 671-2201, Japan)

**Graduate School of Engineering, Osaka University, Osaka 565-0871, Japan
***Dept. of Architecture & Ocean Eng., Chosun University, Gwangju 501-759, Korea

Abstract

It has been well known that ductile fracture of steel is accelerated by triaxiality stresses. The characteristics of ductile crack initiation in steels are evaluate quantitatively using two-parameter criterion based on equivalent plastic strain and stress triaxiality. Recently, the characteristics of critical crack initiation of steels are quantitatively estimated using the two-parameter, that is, equivalent plastic strain and stress triaxiality, criterion.

This study is paid to the fundamental clarification of the effect of geometrical heterogeneity and strength mismatching, which can elevate plastic constraint due to heterogeneous plastic straining, and loading rate on critical condition to initiate ductile crack using two-parameter. Then, the crack initiation testing were conducted under static and dynamic loading. To evaluate the stress/strain state in the specimens especially under dynamic loading, thermal elastic-plastic dynamic FE-analysis considering the temperature rise was used.

The result showed that the critical global strain to initiate ductile fracture in specimens with strength mismatch under various loading rate can be estimated based on the local criterion, that is two-parameter criterion obtained on homogeneous specimens under static tension, by mean of FE-analysis taken into account accurately both strength mismatch and dynamic loading effects on stress/strain behavior.

* Corresponding author : angb@mech.eng.himeji-tech.ac.jp

(Received August 8, 2003)

Key Words : Ductile crack initiation, equivalent plastic strain, strength mismatch, dynamic loading

1. 서 론

일본의 효고 남부 대지진에서는, 지반의 변형속도가

100 *kine* (*cm/s*)을 넘는 동적·대변형에 의해서, 건축 철골 구조물의 보와 기둥의 용접 접합부에서 연성크랙의 발생·진전을 동반한 취성적인 파괴사례가 적지 않게 발견되었다¹⁻³⁾. 이처럼 구조적 불안전 현상을 가지

고있는 강구조물의 취성파괴를 방지하고, 그 적절한 안전성평가를 수행하고, 취성파괴에 앞서 발생하는 연성크랙의 발생조건과 지배인자를 해명하여, 그 한계평가 수법을 확립하는 것이 중요한 과제의 하나 라고 생각한다.

과거로부터, 강재의 연성크랙발생은 다축응력장에 따라 촉진된다는 것이 크랙발생에 지배적인 보이드 성장 이론으로 설명되고 있으며⁴⁾, 주로 원주노치 환봉시험편을 사용한 실험에 의하여 노치가 날카롭게 될수록 크랙 발생한계 변형률이 저하된다고 하는 실험결과가 다수 보고되어 있다⁵⁻¹⁰⁾. 이것은, 노치의 존재에 따른 형상적 불연속이 소성구속의 정도를 높이는 것에 기인한 것이고, 이처럼 연성크랙 발생특성의 정량적 평가가 상당소성변형률과 응력다축도의 2파라메타를 이용해서 정리되고 있다⁸⁻¹⁰⁾.

한편, 강구조물에 있어서 용접접합부에는 형상적 불연속부만 존재하는 것이 아니라, 일반적으로 강도적 불연속부가 존재하는 경우가 많다. 이처럼 강도적 불균질의 존재는 소성변형의 불균일로부터 갖게되는 소성구속의 영향으로부터, 저강도부의 강도를 상승시켜 부재의 변형거동에도 영향을 미친다¹¹⁻¹²⁾. 즉, 강도적 불균질이 있어서는 고강도재료에 의한 소성변형의 구속효과에 따른 저강도재료의 응력다축도가 상승하는 것으로부터, 연성크랙의 발생거동도 영향을 받게 될 것이라고 생각한다. 또한, 강재가 동적부하를 받아 변형률속도가 다른 경우에도 기계적 특성이 변화하는 것은 잘 알려져 있고¹³⁻¹⁵⁾, 그 응력-변형률 특성은 고속부하에 따른 단열적 소성변형이 가지게되는 온도상승의 영향을 받는다.

제1보에서는¹⁶⁾ 용접구조물에서의 강도적 불균질이 존재하는 경우, 또한 그것이 동적부하를 받는 경우의 연성크랙 발생특성을 평가하기 위하여, 환봉 인장 시험편을 사용하여, 원주에 노치를 넣은 형상적 불연속재 및 강도적 불균질재를 사용하여, 정적 및 동적하중하에서 인장시험을 실시하여, 연성크랙 발생특성 및 거동에 대하여 실험적인 고찰을 수행한 결과, 모든 시험편 중앙부에서 연성크랙이 발생하였으며, 연성크랙 발생 한계변형률은 강도적 불균질재의 경우는 정적부하의 경우와 동적하중하의 경우에 있어서 거의 차이가 없었지만, 균질재에서는 종래의 결과와 같이 동적하중에 의한 연성크랙 발생 한계변형률이 정적하중에 의한 것보다 조금 크게 된다는 것을 알았다.

본 연구에서는 전보¹⁶⁾의 실험결과를 바탕으로, 강도적 불균질의 존재와 동적부하의 영향에 대한 연성크랙 발생조건을 평가하기 위하여, 상당소성변형률과 응력다축도의 2파라메타를 이용한 강재의 연성크랙 발생조건

이, 이러한 크랙발생한계를 평가하는 통일적인 크라이테리언으로서 적용가능함에 대하여 밝히고자 하는 것이다. 그러므로, 환봉시험편 및 노치를 넣은 시험편에 대한 정적 및 동적하중하에서의 인장시험 및 관찰결과¹⁶⁾에 기본 하여, 크랙이 발생할 때의 특히, 동적하중을 받는 부재내의 응력·변형률장을 더욱 정확하게 파악하기 위하여 열·응력 연성해석을 유한요소법을 이용해서 수행하여, 2파라메타를 이용한 연성크랙발생 한계조건에 대한 각인자의 영향에 대하여 검토하였다.

2. 해석대상

본 연구에서는, HT50강의 연성크랙 발생거동 및 발생조건에 의한 형상적 불연속 및 강도적 불균질의 영향, 또한 동적부하의 영향에 대하여 검토하기 위하여, Fig. 1에 나타낸 직경 10mm의 환봉시험편과, 그 시험편에 노치반경 R이 각각 다른 2종류의 원주 노치시험편(R1, R2)을 사용했다. 또한, 강도적 불균질이 갖는 소성구속과 그 정도의 영향을 검토하는 것을 목적으로, 폭 H를 3종류로 변화시킨 HT50강(H=1.5, 3.0, 10.0mm)의 양측에 고강도의 HT80강을 확산 접합한 평판 이음재로부터, 상대두께 X (=H/D, D: 직경=10mm)=0.15, 0.3, 1.0의 3종류의 환봉시험편을 채취하였다¹⁷⁾. 시험편의 제작 및 조건에 대해서는

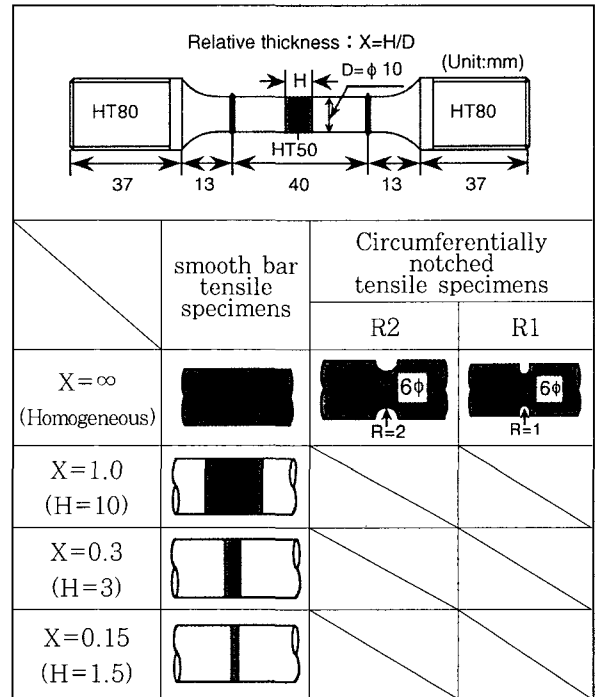


Fig. 1 Configuration of round-bar tensile specimens with geometrical heterogeneity and strength mismatch

Table 1 Chemical composition of HT50 and HT80 steels used

Steel	C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Mo	V	Ti	Nb	Al	B	C _{eq}	P _{cm}
HT50	0.17	0.31	1.48	0.011	0.002	-	-	-	-	-	-	-	0.016	-	0.43	0.25
HT80	0.10	0.26	0.85	0.004	0.002	0.23	1.16	0.49	0.47	0.037	0.016	0.011	0.046	0.0012	0.50	0.25

$$C_{eq} = C + Mn/6 + (Cr + Mo + V)5 + (Cu + Ni)/15$$

$$P_{cm} = C + Si/30 + Mn/20 + Cu/20 + Ni/60 + Cr/20 + Mo/15 + V/10 + 5B$$

전보¹⁶⁾에 나타낸 조건과 동일하다.

각 강재의 화학조성은 Table 1에 나타냈으며, 환봉의 인장시험에서 얻은 응력-변형률(열처리후) 및 그 기계적 특성을 정리한 것을 각각 Fig. 2, Table 2에 나타내었다.

균질재 및 강도적 불균질재에 대하여 정적 및 동적하중에서의 연성크랙 발생한계를 검토하기 위하여 각각의 시험편에 대하여 실제 시험조건¹⁶⁾과 동일한 조건에서 유한요소법에 의한 수치해석을 수행하였다.

3. 연성크랙 발생조건에 따른 각 인자의 영향

실험을 수행한 형상적 불연속재 및 강도적 불균질재가 동적부하를 받는 경우의 연성크랙 발생조건에 대하여, 지금까지는 ·균질재를 대상으로 검토되어 있는⁸⁻¹¹⁾ 보이드의 발생 · 성장형의 크랙발생에 기여한 상당소성 변형률 $\bar{\epsilon}_p$ 와 응력다축도 σ_m/σ 의 2개의 파라메타를 이용해서 검토했다. 그 때문에, 크랙의 발생이 확인된 부재 내부의 응력 · 변형률장의 정보를 정확하게 구하는 것이 필요하지만, 특히 동적부하를 받는 경우에는 변형률속도의 영향에 의해서 강도의 상승과 온도상승을 동반하고, 또한, 넥킹후의 변형률속도는 변형과 함께 변화하는 것이기 때문에 부재내의 응력 · 변형률장은 무척 복잡한 이력을 갖게 된다고 생각된다.

여기서, 실험을 수행한 전 시험편을 대상으로 유한요소법을 사용한 열과 응력의 연성을 고려한 열탄소성해

석을 실시하여, 2파라메타를 사용한 연성크랙 발생조건에 의한 강도적 불연속 및 동적부하의 영향에 대하여 검토했다.

3.1 열 · 응력연성을 고려한 동적 FEM해석 수법

해석에서는, 고변형률에 따른 강재의 강도상승 및 소성일에 따른 열의 발생과 열전도에 따른 흠어짐, 더욱이 이것들의 연성효과를 고려한 열-응력 연성해석을 범용 FEM해석코드 ABAQUS Ver. 5.8¹⁸⁾를 사용해서 수행했다¹⁷⁾.

유한요소법해석에 따른 열-응력 연성해석을 수행하는 경우, 강재의 구조식을 해석에 사용하는 방법이 문제가 된다. 변형률속도 및 시험온도에 따라 변화하는 강재의 항복응력이 변형률속도 · 온도 파라메타 R (Rate-Temperature parameter¹⁹⁻²⁰⁾)에 의해 통일적으로 정리 가능^{15,16,21-25)}하다는 것을 이용해서, 응력-변형률곡선을 R 값에 의해 하나의 함수로써 사용하는 수법이 제안되어있다^{26,27)}. 본 해석에서는, 고변형률속도하에서의 항복응력 및 인장강도 또한 그때까지의 변형과 동반한 온도상승 ΔT 를 고려하면 식(1)에 나타낸 R 파라메타에 의해서 하나로 평가 가능하다고 하는 종래의 결과^{25,28)}에 준하여, 부하중의 R 값이 일정, 즉 온도상승이 생기지 않는 경우(변형률속도는 넥킹이 일어나기 전까지는 거의 일정하다)의 항복응력 및 인장강도를 결정해서, 이것을 기본으로 하여 가정된 각각의 온도 및 변형률속도에서의 응력-변형률곡선을 구하는 방법을 채용했다.

Table 2 Mechanical properties of HT50 and HT80 steels used

Steel	σ_Y (Mpa)	σ_T (Mpa)	Y (%)	ϵ_T (%)	EL. (%)	RA (%)	$S_r(Y)$	$S_r(T)$
HT50	298	522	57	14.1	30.8	68	1.81	1.41
HT80	537	737	73	6.6	20.2	64		

σ_Y : Lower yield stress, σ_T : Tensile strength

YR : Yield to-tensile ratio (σ_Y/σ_T)

ϵ_T : Uniform elongation

EL. : Elongation (G.L.=40mm, Dia=10mm)

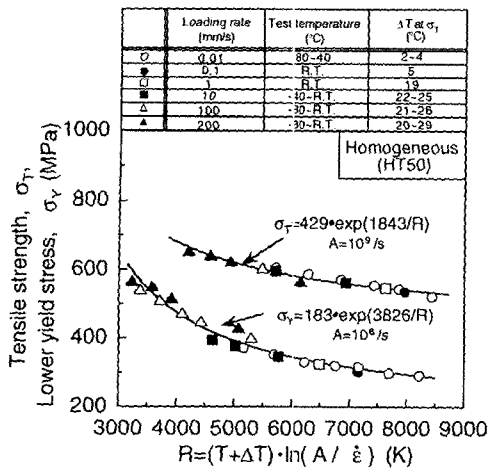
RA : Reduction in area.

$S_r(Y)$: $\sigma_Y^{HT80}/\sigma_Y^{HT50}$, $S_r(T)$: $\sigma_T^{HT80}/\sigma_T^{HT50}$

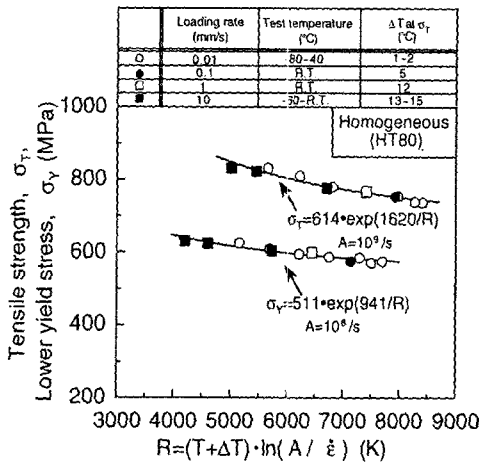
$$R = (T + \Delta T) \cdot \ln(A/\dot{\epsilon}) \tag{1}$$

여기에서 $\dot{\epsilon}$: 변형률속도, T : 시험온도, ΔT : 온도상승량, A : 재료정수 이다.

즉, 부하과정중의 부재의 응력 · 변형률장이 그때의 변형률속도 및 발열을 고려한 온도에 대응한 응력-변형률 곡선 상을 천이해 가는 것 보다, 실험(환봉 인장 시험)에서 얻은 온도상승을 동반한 응력-변형률특성을 재현 하고자 하는 것이다. 또, 응력-변형률곡선은 다



(a) Homogeneous, HT50



(b) Homogeneous, HT80

Fig. 2 Characterization of tensile strength σ_T and yield stress of HT50 and HT80 using modified strain rate temperature parameter R

음 식에 의해서 주어진다.

$$\bar{\sigma} = \sigma_Y (1 + \bar{\epsilon}_P / \alpha)^n \quad (2)$$

여기에서, $\bar{\sigma}$: 상당응력, $\bar{\epsilon}_P$: 상당소성변형률, σ_Y : 항복응력, n : 가공경화지수, α : 재료정수 이다.

본 실험에서 사용한 HT50강 및 HT80강의 응력-변형률곡선을 결정하기 위하여 항복응력 및 인장강도의 R 파라메타 의존성은, 별도로 각각의 시험온도 및 변형률속도하에서의 실시한 환봉실험 결과로부터 결정하였다. Fig. 2는 양강재의 인장강도 및 항복강도를 R 파라메타로 정리한 결과를 나타낸 것이고, 인장강도의 R 파라메타 의존성은 해석에서 얻은 응력-변형률특성

과 온도상승량이 실험결과와 잘 일치하도록 회귀하여 결정하였다. 또, 연신률 ϵ_T 는 변형률속도, 온도의 영향을 특별히 받지 않는다는 것으로부터 HT50강 및 HT80강의 각각의 전 실험결과와 평균값인 16% 및 7%를 사용하였다²⁹⁻³¹.

본 해석에서는, 소성변형에 동반하는 강재의 온도상승량 ΔT 는 소성일의 90%가 열로 변환되는 것으로 계산하였으며²²⁻²⁴, Table 3에 나타낸 물리적 특성을 이용해서 열전도해석과 열-응력 연성해석을 수행하였다.

해석 모델은 본 실험에 사용한 실험편의 형상·크기와 동일하고, Fig. 3에 해석에 사용한 모델의 예로서, 노치가 있는 시험편 (R 2시험편)과 상대두께 $X=0.15$ 의 강도적 불균질부를 갖는 시험편의 요소분할을 나타내었다. 요소는 4절점 축대칭요소를 사용했으며, 모든 시험편에 대해서 중앙단면내의 최소 요소크기는 $0.03\text{mm} \times 0.03\text{mm}$ 이다. 탄소성해석은 기하학적 비선형성을 고려한 대변형 해석으로서, 비압축성의 Von Mises의 항복조건을 채용한 등방경화 모델로 실시하였다.

본 해석의 타당성을 검증하기 위한 예로서, 동적하중하 (100mm/s : $\dot{\epsilon}=2.5/\text{s}$)에서의 상대두께 $X=0.15$ 의 강도적 불균질재의 해석결과를 실험결과와 비교해서 Fig. 4에 나타내었다. 공칭응력-공칭변형률 관계 및

Table 3 Material constants used for coupled thermal elastic - plastic FE - analysis.

Steel	E (GPa)	ν	c (J/(kg·K))	ρ (/mm ³)	κ (m ² /s)	β (1/K)
HT50	206	0.3	4.8×10^2	8.0×10^3	2.17×10^3	1.2×10^3
HT80						

E: Young's modulus, ν : Poisson's ratio

c: Specific heat, ρ : Density

κ : Heat conductivity, β : Coefficient of heat

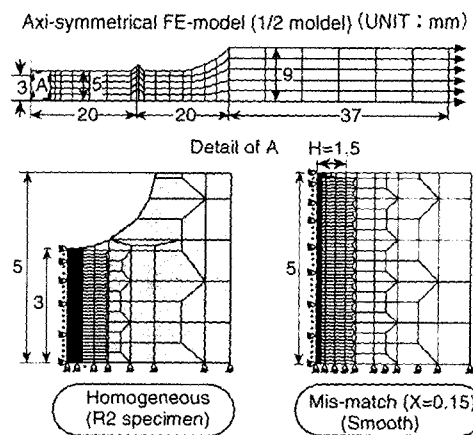


Fig. 3 Mesh division of models used for FE-analyses

온도상승은 해석 값과 실험 값이 비교적 잘 일치하고 있으며, 시험편의 넥킹이 발생한 후, 크랙발생까지의 변형레벨에 있어서도 잘 일치하고 있는 것을 알았다. 또한, Fig. 5 는 동일 공칭응력의 경우의 넥킹이 발생한 부분의 근방의 변형상태를 비교한 것이다. 직경변화로 부터 구한 잘룩한 부분의 진변형률 $e (= 2\ln(D_0/D))$ 또한 HT50강 과 HT80강의 접합 경계면의 진변형률 e_c 와 함께 거의 같은 값을 갖는 것을 알았다. 그러므로, 본 열-응력 연성해석으로부터 동적하중하에 있어서도 연성크랙발생 까지의 부재의 거시적인 거동뿐만 아니라, 강도적 불균질에 따른 소성구속의 정도를 포함하여 넥킹이 발생한 부분의 단면내의 응력·변형률장을 정확 하게 파악하는 것이 가능하다고 할 수 있다.

3.2 정적하중하에서의 형상적 불연속재의 연성크랙 발생조건

환봉 및 노치를 넣은 HT50강의 균질재의 정적하중하에서의 해석결과를 이용하여, 연성크랙 발생조건의 검토를 수행하였다. Fig. 6은 R 2 시험편에 대하여, 연성 크랙 발생시의 진하중레벨 ($(e_{ave.})_I$)에서의 최소단면부

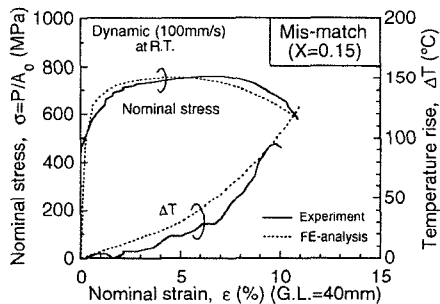


Fig. 4 Comparison of experimental and numerical nominal stress σ -nominal strain ϵ curves and temperature rise in mismatched specimen ($X=0.15$) under dynamic loading 100mm/s

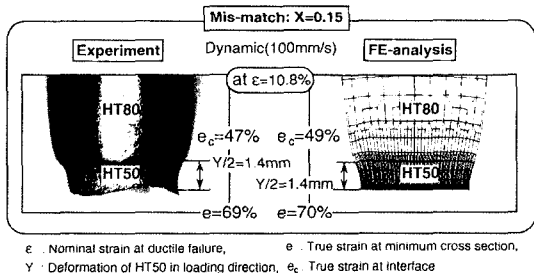


Fig. 5 Comparison between experimental and analytical deformation behaviors of mismatched specimen ($X=0.15$) under dynamic loading 100mm/s

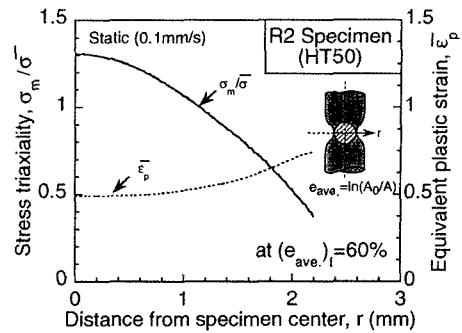


Fig. 6 Distribution of equivalent plastic strain $\bar{\epsilon}_P$ and stress triaxiality $\sigma_m/\bar{\sigma}$ in the minimum cross-section of R 2 specimen at $(e_{ave.})_I = 60\%$ under static loading, 0.1mm/s .

의 상당소성변형률 $\bar{\epsilon}_P$ 와 응력다축도 $\sigma_m/\bar{\sigma}$ (σ_m : 평균응력, $\bar{\sigma}$: 상당응력)의 응력분포를 나타낸 것이다. 응력다축도는 시험편의 중앙부에서 최대 값을 나타내고, 표면으로 갈수록 작게되지만, 상당소성변형률은 표면부근에서 중앙부보다 크게된다. 그러나, 중앙부 근방에서는 상당소성변형률 및 응력다축도의 분포는 모두 그 구배가 무척 작고 거의 일정한 값을 나타내고 있다.

전보¹⁶⁾의 실험·관찰로부터 환봉, R 2 시험편 및 R 1 시험편의 모든 시험편에 있어서 시험편의 중앙부 근방에서의 연성크랙이 발생하였으며, 또한 해석에 의한, 시험편 가장 중앙부에서 크랙발생시의 상당소성변형률 $\bar{\epsilon}_P$ 과 응력다축도 $\sigma_m/\bar{\sigma}$ 의 관계를 Fig. 7에 나타내었다. 크랙발생시의 상당소성변형률은, (3)식⁶⁾으로부터 응력다축도의 함수로서 표시되고, 종래의 결과⁸⁻¹¹⁾와 같이 노치반경의 저하와 함께 응력다축도의 상승과 함께 작게된다.

$$\bar{\epsilon}_P = a + b \exp(-c \sigma_m/\bar{\sigma}) \quad (3)$$

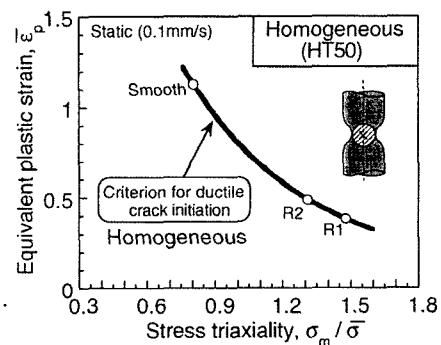


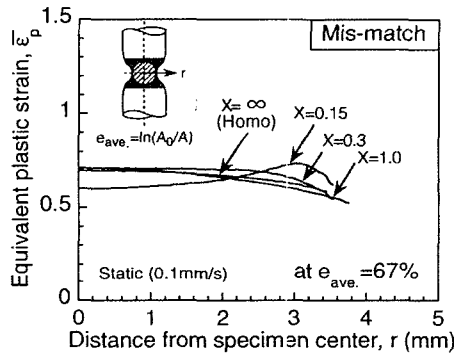
Fig. 7 Condition for ductile cracking using two parameters equivalent plastic strain $\bar{\epsilon}_P$ and stress triaxiality $\sigma_m/\bar{\sigma}$ for HT50 steel under static loading 0.1mm/s

여기에서, a , b 및 c 는 재료정수 이다.

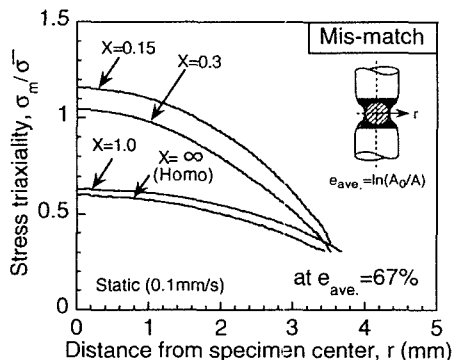
또한, 본 결과는 열-응력 연성해석결과에 의해서 얻은 응력·변형률장의 정보를 이용한 결과이지만, 본 연구에서 정적부하로서 취급한 0.1mm/s 의 부하속도하에서는, 온도상승을 고려하지 않아도 거의 같은 결과를 얻는 것이 확인되었다.

3.3 동적하중하에서의 연성크랙 발생조건에 의한 강도적 불균질의 영향

HT50강의 정적하중하에서의 연성크랙 발생조건이 강도적 불균질에 따른 소성구속의 영향에 대하여 검토하였다. Fig. 8은 실험을 수행한 상대두께 X 를 변화시킨 모든 시험편에 대하여, 넥킹이 발생한 후의 동일 진 변형률 레벨($e_{ave.} = 67\%$: 상대두께 $X=0.15$ 시험편의 연성크랙발생시의 최소단면에서의 평균진변형률에 대응)에서의 최소단면부의 상당소성변형률과 응력다축도의 분포를 나타낸 것이다. 소성변형률은 상대두께가 작게 되면 환봉에 비교하여 표면부에서 점점 높게되는



(a) Distribution of equivalent plastic strain $\bar{\epsilon}_p$.



(b) Distribution of stress triaxiality $\sigma_m/\bar{\sigma}$

Fig. 8 Distribution of equivalent plastic strain $\bar{\epsilon}_p$ and stress triaxiality $\sigma_m/\bar{\sigma}$ in the minimum cross-section of homogeneous and mismatched specimens at $e_{ave.} = 67\%$, under static loading 0.1mm/s

경향이 있지만, 단면 내에서는 거의 일정하다. 반면에, 응력다축도는 환봉과 $X=1.0$ 의 불균질재에서는 각각 큰 차이가 보이지 않지만, 상대두께가 작게 될수록 시험편의 가장 표면을 제외하고는 높게되는 경향이 현저하게 보였다.

전 절과 같이, 크랙발생시의 상당소성변형률과 응력다축도의 관계를 잘록한 부분단면내의 시험편 중앙부에서의 값을 이용해서 평가했다. 그 결과 Fig. 9에 나타난 것처럼 강도적 불균질이 초래하는 소성구속의 영향을 받아 상대두께 X 가 작은 것일수록 크랙발생시의 응력다축도가 크게되고, 상당소성변형률은 작게되었다. 이처럼 크랙발생시의 상당소성변형률이 강도적 불균질이 초래하는 응력다축도의 상승에 의해서 저하하는 경향은, 노치의 도입에 의해서 응력다축도를 변화시킨 경우와 같은 경향이다. 또한 주목할 것은, 강도적불균질재의 크랙발생시의 $\bar{\epsilon}_p - \sigma_m/\bar{\sigma}$ 관계가 환봉 및 노치를 넣은 균질시험편의 크랙발생조건을 나타낸 곡선 위에 있다는 것이다. 즉, 상당소성변형률 $\bar{\epsilon}_p$ 와 응력다축도 $\sigma_m/\bar{\sigma}$ 의 2파라메타를 이용하면, 형상적 불연속 및 강도적 불균질에 따른 소성구속의 정도가 틀린 경우의 정적하중하에서의 강재의 크랙발생조건을 하나로서 나타내는 것이 가능하다는 것이 명확하게 되었다.

3.4 형상적 불연속재 및 강도적 불연속재의 연성크랙 발생조건에 의한 동적부하의 영향

형상적 불연속 또는 강도적 불균질은 소성구속의 정도에 영향을 주어서 시험편 내부의 응력·변형률장에 영향을 주지만, 동일하게 응력·변형률 특성에 변화를 주는 동적부하가 작용하는 경우의 연성크랙 발생조건에 대해서, 열-응력 연성해석 결과를 이용한 2파라메타에

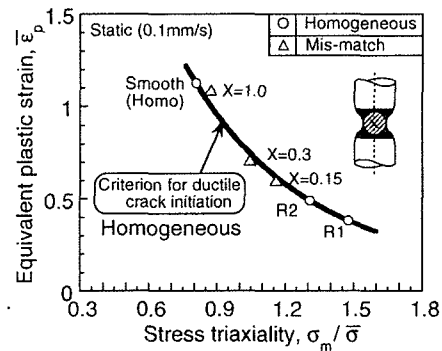


Fig. 9 Effect of strength mismatch on condition for ductile cracking using two parameters equivalent plastic strain $\bar{\epsilon}_p$ and stress triaxiality $\sigma_m/\bar{\sigma}$ under static loading 0.1mm/s

의하여 검토하였다.

먼저, 형상적 불연속재가 동적부하를 받는 경우의 연성크랙 발생조건에 대하여 검토하였다. Fig. 10은, 정적시험에 사용한 것과 같은 환봉에 노치를 넣은 시험편인 R 2 시험편 및 R 1 시험편에 대하여 동적 (부하속도 100mm/s) 인장시험후¹⁶⁾, FEM해석을 실시하여 크랙 발생시의 상당소성변형률과 응력다축도의 관계를 나타낸 것이다. 그림에서는 크랙발생에 도달할 때까지의 부하의 증가와 함께 시험편 중앙부의 $\overline{\epsilon}_P - \sigma_m/\overline{\sigma}$ 관계의 이력을 나타내었다. 이것을 보면, 환봉 시험편에서는 부하속도에 의해서 그 이력에 큰 차이가 보이지 않았고, 크랙발생시의 값을 보아도 거의 같은 값을 갖는 것을 알았다. 또한, 노치를 넣은 시험편에서는 시험편 중앙부에서 동일 소성변형률이 생길 때의 응력다축도는 동적부하의 경우가 조금 크게 되는 경향이 있다. 이것은, 노치를 넣은 시험편에서는 노치단면에 변형률이 국재화되기 때문에, 그 영역에서는 높은 변형률속도에 따른 응력상승에 대하여 발생열의 단열효과에 따른 응력저하의 영향이 크게되고, 주위에 대해서 응력상승량이 작게 되는 것에 기인하는 것이라고 생각한다. 그러나, 이 차이는 비교적 작고, 결과적으로 크랙발생시의 $\overline{\epsilon}_P - \sigma_m/\overline{\sigma}$ 관계에서는 거의 차이가 보이지 않았다. 즉, 본 열-응력 연성해석에 따른 시험편국부(크랙이 발생하는 노치단면 중앙부)의 응력·변형률장에 착안한 상당소성변형률과 응력다축도의 2파라미터를 이용해서 평가한다면, 크랙의 발생조건은 형상이 같다면 부하속도에 거의 영향을 주지 않는 것을 알았다.

다음은, 실험을 수행한 HT50강의 상대두께를 변화시킨 환봉 시험편의 동적인장시험 및 그 결과¹⁶⁾로부터, 강도적 불균질이 동적부하를 받는 경우의 크랙발생조건

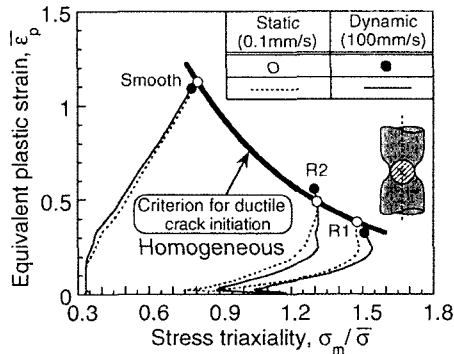


Fig. 10 Effect of loading rate on ductile crack initiation using two parameters equivalent plastic strain $\overline{\epsilon}_P$ and stress triaxiality $\sigma_m/\overline{\sigma}$ for homogeneous specimens.

을 상당소성변형률과 응력다축도를 이용하여 검토하였다. Fig. 11은 지금까지와 동일하게 실험에서의 크랙 발생시의 공칭변형률과 해석에서의 공칭변형률을 대응시켜, 넥킹이 발생한 단면 중앙부의 $\overline{\epsilon}_P - \sigma_m/\overline{\sigma}$ 의 관계를 이력과 함께 나타내었다. 동적하중하에서의 $\overline{\epsilon}_P - \sigma_m/\overline{\sigma}$ 의 관계의 이력은, 상대두께가 작게될수록 다축도가 높은 쪽으로 이동하고 있고 강도적 불균질의 존재에 따른 소성구속의 정도의 상승이 엿보인다. 이들의 이력을 정적하중하에서의 이력과 비교하면, 환봉 및 상대두께가 큰 $X=1.0$ 의 시험편에서는 양쪽이 거의 일치하고 있으며, 크랙발생시의 값도 거의 같다. 그러나, 상대두께가 작은 쪽에서는 크랙발생시의 상당소성변형률은 크게되고, 응력다축도는 작게된다. 이러한 경향은, 불균질재에서는 강도가 낮은 HT50강에의 소성변형률이 집중되지만 넥킹이 발생한 부분에서의 변형률속도는 노치를 넣은 시험편에 비교해서 작게 되는 것과, 또한, 그것에 의해서 HT50강과 강도가 높은 HT80강의 강도차가 저하하는 것에 의한 소성구속의 완화로 설명 가능하다. 이처럼, 강도적 불균질재가 동적부하를 받는 경우는, 상대두께가 작게되면 정적부하를 받는 경우와 연성크랙 발생시의 $\overline{\epsilon}_P - \sigma_m/\overline{\sigma}$ 관계에 거의 차이가 보이지 않지만, 그 값은 어떤 경우에도 Fig. 7에 나타낸 정적하중하에서의 노치를 넣은 균질시험편에서 얻은 크랙 발생조건을 나타낸 곡선상에 있는 것을 알았다.

이상의 결과로부터, 형상적 불연속과 강도적 불균질의 존재 또한 부하속도의 변화는, 어떤 경우에도 연성

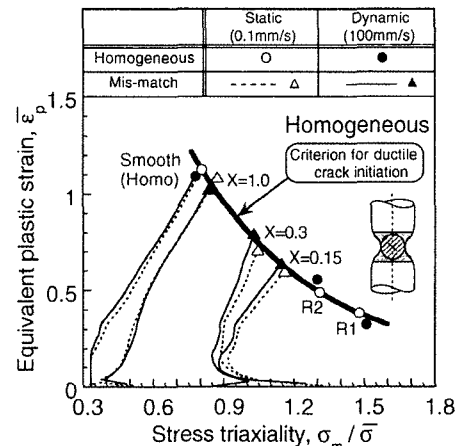


Fig. 11 Effect of strength mismatch on condition for ductile crack initiation using two parameters equivalent plastic strain $\overline{\epsilon}_P$ and stress triaxiality $\sigma_m/\overline{\sigma}$ for strength mismatched specimens

크랙 발생조건의 영향을 가져오는 부재내부의 응력·변형률장을 변화시키는 것으로서 등가에 준하는 것을 타나내고 있으며, 그 발생조건은 상당소성변형률과 응력다축도의 2파라메타를 이용해서 통일적으로 표현하는 것이 가능하다는 것을 알았다. 이러한 것은, 2파라메타를 이용한 연성크랙 발생조건이 재료고유의 크라이테리언으로서, 각각의 강도적 불균질재 또는 각종의 부하속도하에서의 부재의 크랙발생 한계(한계변위와 한계하중 등)평가에 적용 가능하다는 것을 나타낸 결과이다.

여기서, Fig. 7에 나타난 정적하중하에서의 균질재를 대상으로 얻은 2파라메타 크랙발생조건을 사용하여, Fig. 12에 나타난 순서에 의해서 본 실험에서 실시한 강도적 불균질재가 정적 및 동적하중을 받는 경우의 연성크랙 발생한계 변형률(여기에서는 표점간 변형률 ϵ)을 열-응력연성 해석 결과만으로 예측했다. 이것은,

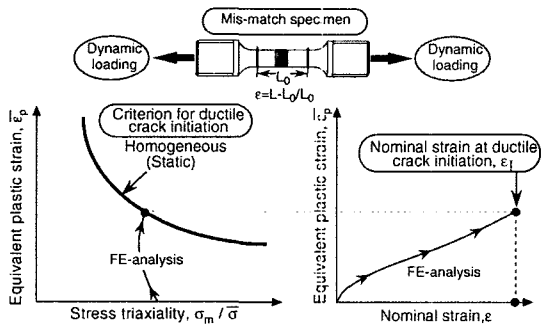


Fig. 12 Procedure for prediction of applied global strain to initiate ductile fracture of mismatched specimen under dynamic loading from thermal elastic-plastic FE-analysis using two parameters criterion.

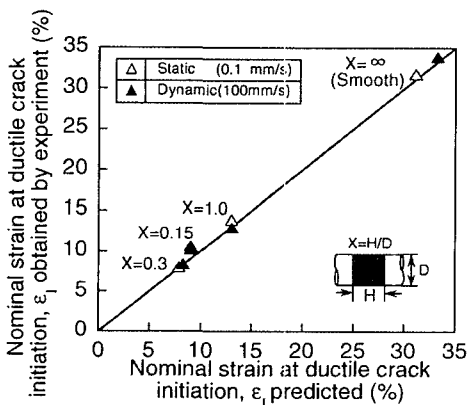


Fig. 13 Comparison between predicted and experimental results of ductile crack initiation strain ϵ_I for mismatched specimens under static loading 0.1mm/s and dynamic loading 100mm/s

FEM해석에 따른 부하의 상승에 동반한 부재내부의 $\overline{\epsilon_p} - \sigma_m/\sigma$ 의 관계의 이력을 파악하여, 그것이 크랙 발생조건을 만족할 때의 부하레벨을 한계값으로서 결정하는 것이 가능하다. Fig. 13은, 예측결과를 각각의 실험결과와 비교한 것이다. 정적 및 동적하중의 어떤 경우에 있어서도 강도적 불균질재의 연성크랙 발생한계 변형률의 예측 값은 실험결과 잘 일치하고있는 것을 알았다. 그러므로, 균질재를 대상으로 노치를 도입하는 것으로부터 소성구속의 정도를 변화시킨 시험편의 정적 실험 및 그 탄소성 FEM해석에 의해서 2파라메타에 의한 연성크랙 발생조건을 결정한다면, 본 온도상승을 고려한 열-응력 연성해석 만으로부터 형상적 불연속재 및 강도적 불균질재의 정적 및 동적하중하에서의 연성크랙 발생한계 조건을 정도 좋게 예측 가능하다는 것을 알았다.

4. 결 론

강재의 연성크랙 발생조건의 정량적 평가에 과거로부터 적용되어진 상당소성변형률과 응력다축도의 2파라메타를 사용하여, 크랙발생조건에 따른 형상적 불연속 및 강도적 불균질의 영향, 더욱이 동적부하의 영향에 대하여 검토하였다. 정적 및 동적하중하에서의 인장 실험·관찰결과를 기본으로 하여, 연성크랙 발생조건을 특히, 동적하중하에서의 부재내부의 응력·변형률장을 더욱 정확하게 파악하기 위하여 실시한 FEM에 따른 열·응력 연성해석 결과를 이용해서 검토했다. 이하에 얻은 결과를 요약하여 나타내었다.

1) 열-응력 연성해석에 의해 시험편국부(크랙의 발생이 확인된 노치단면중앙부)의 응력·변형률장에 착안한 상당소성변형률 $\overline{\epsilon_p}$ 와 응력다축도 σ_m/σ 의 2파라메타를 사용해서 평가하면, 연성크랙 발생조건은 형상적 불연속과 강도적 불균질의 존재 및 부하속도의 변화에 관계없이 통일적으로 표시되어지는 것을 알았다.

2) 2파라메타를 이용한 연성크랙 발생조건이 재료고유의 크라이테리언으로서, 각각의 강도적 불균질재 또는 각종의 부하속도하에서의 부재의 크랙발생 한계(한계변위와 한계하중 등)평가에 적용 가능한 것을 알았다.

3) 균질재를 대상으로 정적하중하에서의 인장시험 및 그 FEM해석을 사용한 2파라메타에 의한 크랙발생조건을 결정하면, 본 온도상승을 고려한 열-응력 연성해석 만으로부터 실험에서 얻은 각종의 형상적 불연속부재 또는 강도적 불균질재의 정적 및 동적하중하에서의 연성크랙 발생한계를 정확하게 예측 가능한 것을 알았다.

참 고 문 헌

1. ALJ : Steel Committee of Kinki Branch. Reconnaissance Report on Damage of Steel Building Structures Observed from the 1995 Hyogoken-Nanbu (Hanshin/Awaji) Earthquake. (1995). (in Japanese).
2. M. Toyoda : How Steel Structures Fared in Japan Great Earthquake. *Welding Journal*. **74-12** (1995). 132-136.
3. K. Okashita, R. Ohminami, K. Michiba, A. Yamamoto, M. Tomimatsu, Y. Tanji and C. Miki : Investigation of the Brittle Fracture at the Corner of P75 Rigid-Frame Pier in Kobe Harbor Highway during the Hyogoken-Nanbu Earthquake. *Journals of the Japan Society of Civil Engineers*. **59I/I-432** (1998). 43-261. (in Japanese).
4. F A. McClintock : A Criterion for Ductile Fracture by the Growth of Holes. *Journal of Applied Mechanics*. Hancock, K K. Brown : On the Influence of State of Stress on Ductile Failure Initiation in High Strength Steels. *Engineering Fracture Mechanics*. **9** (1977). 1s Transactions of the ASME. **35** (1968). 363-371.
5. A C. Mackenzie, J W. Hancock and K K. Brown : On the Influence of State of Stress on Ductile Failure Initiation in High Strength Steels. *Engineering Fracture Mechanics*. **9** (1977). 167-188.
6. J W. Hancock and A C. Mackenzie : On the Mechanisms of Ductile Failure in High-Strength Steels Subjected to Multi-Axial Stress-States. *Journal of Mech. Phys. Solids*. **24** (1976). 147-169.
7. A. Otsuka, T. Miyata, S. Nishimura, M. Kimura and M. Mabuchi : Effect of Stress Triaxiality on Ductile Fracture Initiation Low Strength Steels. *Journal of The Society of Materials Science of Japan*. **29-322** (1976). 717-723. (in Japanese).
8. H. Shimanuki, H. Furuya, T. Inoue, Y. Hagiwara and M. Toyoda : Effect of Stress Triaxiality and Strain Rate on Ductile Fracture Initiation in Steel. *Journal of The Society of Naval Architects of Japan*. **186** (1999). 475-483. (in Japanese).
9. M. Toyoda, M. Ohata, N. Ayukawa, G. Ohwaki, Y. Ueda and I. Takeuchi : Ductile Fracture Initiation Behavior of Pipe under A Large Scale of Cyclic Bending. *Proc. 3rd Int. Pipeline Technology Conf., Brugge, Belgium*. **2** (2000). 87-102.
10. O. Yasuda, M. Hirono, M. Yokota, M. Ohata and M. Toyoda : Criterion for Ductile Crack Initiation of Structure Steel under A Large Scale of Cyclic Loading. *Journal of Constructional Steel*. **8** (2000). 425-432. (in Japanese).
11. K. Satoh, M. Toyoda : Tensile Behavior and Strength of Soft Welded Joints. *Journal of The Society of Naval Architects of Japan*. **2** (1972). 132:381-393. (in Japanese).
12. M. Toyoda : Study on Static Tensile Behaviors of Welded Joints with a Lower Strength Weld Metal. Doctor Thesis. Osaka University. (1973). (in Japanese).
13. A R. Rosenfield and D T. Hahn : Numerical Description of the Ambient Low-Temperature and High-Strain Rate Flow and Fracture Behavior of Plain Carbon Steel. *Transaction of ASM*. **59** (1966). 962-980.
14. H. Kuwamura and K. Maeda : Strain-rate effects on the Mechanical Properties of Low-Yield-Ratio High-Strength Steel. *Journal of The Society of Civil Engineerings of Japan*. **36B** (1990). 89-101. (in Japanese).
15. APD Committee : The Japan Welding Engineering Society. **JWES-IS-9603** (1966). (in Japanese).
16. G.-B. An, M. Ohata and M. Toyoda : Criterion for Ductile Crack Initiation Effect of Strength Mismatch and Dynamic Loading—Experimental Examination of Ductile Crack Initiation with Strength Mismatch under Dynamic Loading (Report 1)—. *Journal of Korea Welding Society*. to be published. (in Korean).
17. M. Mochizuki, G.-B. An, T. Ohmura and M. Toyoda : Thermal Elastic-Plastic Stress and strain Analysis Considering Temperature Rise due to Plastic Deformation by Loading in Undermatched Joint -Studies on Characteristics of Dynamic Deformation and Fracture in Welded Joint with Strength Heterogeneity(Report 1). *Quarterly Journal of the Japan Welding Society*. **19-3** (2001). 537-546.
18. Hibbit Karlsson, Sorensen., *ABAQUS/Standard Users Manuals, Ver. 5.8,1998*: 1 to 3.
19. P. E. Bennet and G. M. Sinclair., An Analysis of the Time and Temperature Dependence of the Upper Yield Point in Iron. *Transactions of the American Society of Mechanical Engineers, Journal of Basic Engineering*. **83** (1961). 557-564.
20. P. E. Bennet and G. M. Sinclair., Parameter Representation of Low-Temperature Yield Behavior of Body-Centered Cubic Transition Metals. *ASME Publication*. **65-MET11** (1965).
21. E. Fujii, I. Ohkuma, Y. Kawaguchi and M. Tsukamoto., Effect of Temperature and Strain Rate on Dynamic Fracture Toughness of Steel. *The Society of Naval Architects of Japan*. **158** (1985). 619-629. (in Japanese).
22. U. S. Lindholm, A. Nagy, G. R. Johnson and J. M. Hoegfeldt., Large Strain, High Strain Rate Testing of Copper. *Transactions of the ASME, Journal of Engineering Materials and Technology*. **102-4** (1983). 376-381
23. M. R. Staker., The Relation between Adiabatic Shear Instability Strain and Material Properties. *Acta Metallurgica*. **29-4** (1981). 683-689.
24. S. L. Semiatin, M. R. Staker and J. J. Jonas., Plastic Instability and Flow Localization in Shear at High Rates of Deformation. *Acta Metallurgica*. **32-9**

- (1984). 1347-1354.
25. F. Minami, T. Hashida, M. Toyoda, J. Morikawa, T. Ohmura, K. Arimochi and N. Konda., Dynamic Fracture Toughness Evaluation of Structural Steels Based on the Local Approach-Application of the Local Approach to Fracture Control Design (Part 3). *Journal of The Society of Naval Architects of Japan*. **184** (1998). 457-468. (in Japanese).
 26. S. Kawano, K. Goto and M. Toyosada., Iterative Method for Dynamic Thermo Plastic Elastic Problem by using Finite Element Method. *Journal of The Society of Naval Architects of Japan*. **169** (1990). 383-389. (in Japanese).
 27. K. Gotoh, H. Hirasawa and M. Toyosada., A Simple Estimating Method of Constitutive Equation for Structure Steel as a Function of Strain Rate and Temperature. *Journal of The Society of Naval Architects of Japan*. **176** (1992). 501-507. (in Japanese).
 28. N. Ishikawa, Y. Kobayashi and M. Toyoda., Effect of Loading Rate on Deformation and Fracture Properties Notched Steels. *Tetsu-To-Hagane*. **84** (1998). 37-42. (in Japanese).
 29. Nuclear Research Committee Report. The Japan Welding Engineering Society. (1987). (in Japanese).
 30. H. Kuwamura and K. Maeda., Strain-Rate Effects on the Mechanical Properties of Low-Yield-Ratio High Strength Steel. *Journal of Structural Engineering*. **36B** (1990). 89-101. (in Japanese).
 31. F. Minami, T. Ochiai, T. Hashida, K. Arimochi and N. Konda., Local Approach to Dynamic Fracture Toughness Evaluation. *Fatigue and Fracture Mechanics; ASTM STP*. **31-1389** (2000). 271-304.