

동적하중 하에서의 강도적 불균질부를 갖는 용접이음재의 강도 및 파괴 특성

안규백* · 望月正人** · 大畑允** · 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

Characteristics of Strength and Fracture in Strength Mismatched Joint by Dynamic Loading

Gyu-Baek An*, Masahito Mochizuki**, Mitsuru Ohata**, 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

Welded joint generally has heterogeneity of strength, material, and fracture toughness and it is important to understand the characteristics of material strength and fracture of welded joint considering heterogeneous effect. Characteristics of strength and fracture of an undermatched joint under dynamic loading was studied by round-bar tension tests and thermal elastic-plastic analyses in this paper. The strength and fracture of the undermatched joints should be evaluated based on the effects of the strain rate and the temperature including temperature rise during the dynamic loading. The differences of fracture characteristics like such as ductile-to-brittle transition behavior are well precisely explained from the stress-strain distribution obtained by numerical analysis.

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

(Received August 8, 2003)

Key Words : Welded Joint, Undermatched joint, Strength mismatch, Dynamic loading, plastic deformation, Ductile fracture, brittle fracture, Ductile-to-brittle transition

1. 서 론

용접이음부는 강도적 불균질부를 갖게 되는 경우가 많이 있다. 그러므로 용접이음부에 대한 변형과 강도의 경향을 동시에 고려한 평가가 중요하다. 특히, 연결층을 강도적 불균질부로 갖는 경우는, 그 변형·강도 및 파괴특성은 통상의 용접이음부와 다른 특별한 것이라는 것은 잘 알려져 있다¹⁻³⁾. 구체적인 예로써는, TMCP강과 초미세립강의 용접에서는 열영향부가 연화되는 경우가 있고, 연결부가 용접이음부 전체의 강도에 영향을 주는 것으로 알려져 있다^{4,5)}. 또한, 고강도강의 용접에

서는 용접크랙방지와 예열온도 감소의 관점에서 저강도 용접금속을 이용한 연결이음부를 의도적으로 사용하는 경우도 있으며⁶⁻⁹⁾, 이것에 대해서 강도적 불균질의 영향을 고려한 이음부의 평가가 중요하다. 이처럼, 연결부를 포함한 강도적 불균질을 갖는 용접이음부가 지진하중과 같은 동적하중을 받는 경우, 그 변형의 형태와 강도 및 파괴특성은 불균질에 의한 강도의차 및 부하속도의 변화에 따른 불균질의 영향 등을 받게되어, 균질재의 경우 이상으로 복잡하게 될 것으로 예상된다. 실제의 예로서, 1994년의 Nothrige 지진과 그 다음해인 1995년의 Hanshin Awaji 대지진 등에서도, 용접이음부에 존재하는 강도적불균질재가 파괴에 큰 영향을

미친것으로 조사되었다^{10,11)}. 즉, 동적하중을 받는 강도적 불균질 이음부는, 균질재의 경우처럼 고속 소성변형과 함께 발생하는 온도상승과 분위기온도, 부하 속도에 의한 강도 및 파괴특성에 의한 영향뿐만 아니라, 강도 불균질과 소성구속의 영향을 중첩해서 받게되는 것이라고 생각된다.

본 연구에서는, 연질부를 포함한 용접이음부에 대하여 지진하중과 같은 동적하중을 받는 경우의 변형·강도 및 파괴특성을 밝히는 것을 목적으로 한다. 그러기 위하여 전보¹²⁾에서는, 열과 응력의 연성을 고려한 열탄 소성 해석을 수행하는 것에 의해서 동적부하를 받는 구조용강 및 연질이음재의 파괴에 도달할 때까지의 응력-변형을 분포특성 및 고속 소성변형과 함께 수반되는 온도상승 거동을 구하여, 실험결과와 비교하는 것에 의해서 해석수법의 타당성 및 해석의 정확도에 대해서 검토했고, 해석결과는 파괴에 상당하는 지점에 도달할 때까지 충분한 해석의 정확도를 가지고 있다는 것이 밝혀졌다. 본 논문에서는, 동적부하를 받는 연질이음부의 변형·강도 및 파괴특성에 대해서 구체적인 검토를 하기 위하여, 환봉시험편을 사용하여 인장시험과 전보¹²⁾에서 나타낸 열과 응력의 연성해석에 의해서 연질부의 상대두께를 변화시킨 강도적 불균질이음재를 사용해서 소성구속의 크기와 변위속도 및 시험온도를 변화시키는 것에 의해서, 연질이음부의 변형 및 강도특성에 영향을 주는 요인에 대해서 검토했다. 또한, 각 조건하에서의 파괴양식의 차이에 대해서 수치해석결과를 사용해서 고찰했으며, 연성-취성 전이거동의 차이를 파괴시의 응력-변형을 분포로부터 정량적으로 설명 가능하다는 것을 나타내었다.

2. 실험방법

고강도강의 용접에 있어서 나타나는 HAZ연화와 강도가 저하하여 강도적 불균질부 등이 나타나는 현상을 인위적으로 나타내기 위하여, HT50강을 HT80강의 사이에 넣고 Fig. 1에 나타낸 것처럼 1050°C에서 30분간 유지하는 조건으로 확산접합에 의해서 연질부를 포함한 판재를 제작했다. 연질이음부를 구성하는 강재의 화학조성을 Table 1에, 확산접합에 의한 이음부제작시의 열처리전후의 기계적 특성을 Table 2에 각각 나타내었다.

연질이음부의 인장시험에 사용한 시험편의 형상과 크기를 Fig. 2에 나타내었다. 연질부의 두께 H 와 시험

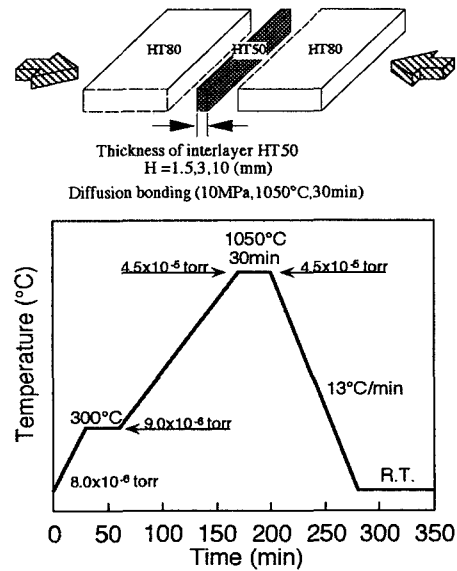


Fig. 1 Method for manufacturing strength mismatch joint by diffusion bonding

Table 1 Chemical compositions of HT50 and HT80 steels used

Material	Chemical composition (mass %)															
	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	0.53	0.25

$$C_{eq} = C + Mn/6 + (Cr + Mo + V)/5 + (Cu + Ni)/15 \quad P_{cm} = C + Si/30 + Mn/20 + Cu/20 + Ni/60 + Cr/20 + Mo/15 + V/10 + 5B$$

Table 2 Mechanical properties of materials used before and after heat treatment

Material	Before heat treatment			After heat treatment					
	σ_{y0} (MPa)	σ_{T0} (MPa)	EL (%)	σ_{y0} (MPa)	σ_{T0} (MPa)	YR (%)	UEL (%)	EL (%)	RA (%)
HT50	344	516	33.4	298	522	57.0	14.1	30.8	68.0
HT80	717	800	20.8	537	737	72.9	6.6	20.2	64.0

σ_{y0} : Lower yield stress, σ_{T0} : Tensile strength, YR: Yield-to-tensile ratio (σ_{y0}/σ_{T0}), UEL: Uniform elongation, EL: Elongation (G.L.=40mm, Dia=10mm), RA: Reduction in area.

편의 직경 D 의 비로 표시되는 상대두께 $X = H/D$ 를 0.15, 0.3, 1.0으로 변화시켜서 소성구속의 크기를 변화시켰다. 또한, 연질이음부의 시험편 길이방향에 대한 경도분포를 Fig. 3에 나타내었다. 동일 재료 내에서는 거의 일정한 경도를 나타내고, 연질층과 모재의 경계에서 급격하게 경도가 변화하는 것으로, 이번에 수행한 확산접합조건에 의해서 강도적 불연속면을 갖는 이상적인 불균질이음재가 제작되었다고 생각한다.

연질이음부를 갖는 환봉 시험편의 인장시험은 크로스헤드 변위속도 0.01mm/s~200mm/s, 시험온도 -80°C~+ 40°C의 범위에서 실시했다. 시험기는 자

동제어 만능시험기를 사용하였으며, 하중은 로드셀에서, 변위는 크리프게이지를 사용하여 시험편 중앙을 포함하여 표점간거리 40mm에서의 거동을 측정했다. 또한, 시험온도는 연질부의 중앙부표면에 열절대를 직접 부착하여 실험시작부터 파괴가 발생할 때까지의 온도를 측정하였다. 시험편의 냉각은 적정의 액체질소를 냉각 용기에 주입하여 시험편 전체가 균일의 온도가 되었다고 생각되어진 시점에서 10분 이상 목표온도에서 $\pm 1^\circ\text{C}$ 에서 유지시킨 후 각각의 변위속도 및 시험온도에서 인장시험을 실시하였다. 인장시험방법의 상세한 정보는 전보¹²⁾에서 나타낸 것과 같다.

3. 연질 이음부의 변형·강도 및 파괴특성

연질이음부를 갖는 강도적 불균질이음부의 기계적 특성에 따른 연질부의 상대두께, 변형률속도 및 온도의 영향을 검토하기 위하여, 상대두께를 변화시킨 시험편을 사용해서 각각의 변위속도, 시험온도에서의 환봉인장시험을 실시했다. 실험결과로부터, 연질이음부의 변형·강도특성 및 파괴특성에 대해서 검토했다.

3.1 변형 및 강도특성과 연질부의 상대두께, 변형률속도 및 시험온도의 관계

연질부의 상대두께와 항복응력 및 인장강도와와의 관계를 Fig. 4 및 Fig. 5에 각각 나타내었다. 항복응력 및 인장강도 모두 변위속도에 관계없이 상대두께가 작게됨으로서 연질부의 강도는 모재의 강도에 가까워지는 것을 알았다. 또한, 상대두께가 크게되면, 모재의 연질부에 의한 영향이 작게되어, 연질부의 재료자체의 강도에 접근하는 것을 알았다. 변위속도의 상승과 함께 항복응력과 인장강도는 상승하지만, 그 상승크기는 항복응력이 크게된다. Fig. 6에는 상대두께와 단면감소률의 관계를 나타내었다. 연질부의 상대두께가 작게되는 것에 의해서 모재가 먼저 항복하게되는 연질부의 소성변형을 구속하기 때문에 넥킹이 발생하는 범위가 좁게되기 때문에 결과적으로 단면 감소률도 작게 되는 것을 알았다. 또한, 변위속도의 단면 감소률에 대한 영향은 거의 보이지 않았다. 다른 시험온도와 변위속도의 경우에 있어서도 항복응력과 인장강도 및 단면감소률과 상대두께의 관계는 동일한 관계를 나타내었고, 시험온도의 저하와 변위속도의 상승과 함께 항복응력 및 인장강도는 증가하게 되지만, 단면 감소 값은 거의 변화가 없는 것이 확인되었다. 이것들의 결과는 정적하중하에 대해서 얻은 연질이음부의 인장특성에 관한 결론¹⁻³⁾과 동일한 경향이고, 연질이음부의 변형거동 및 강도특성에 대한 변

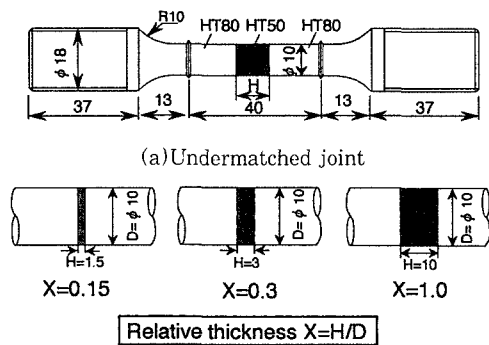


Fig. 2 Configuration of a round-bar tension specimen and definition of the relative thickness in an undermatched joint

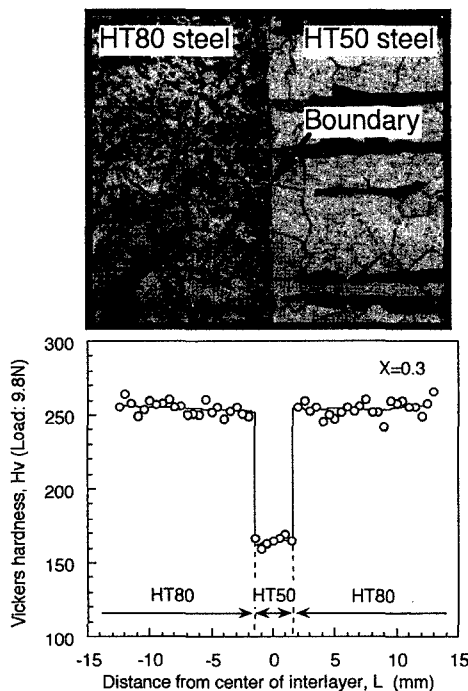


Fig. 3 Microstructure and Vickers hardness of interface near diffusion line distribution in undermatched joint ($X=0.3$)

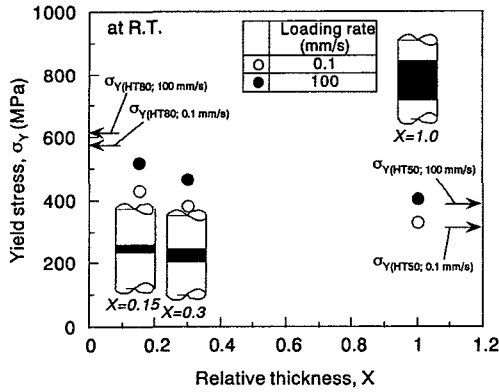


Fig. 4 Relation between yield stress and relative thickness in undermatched joints

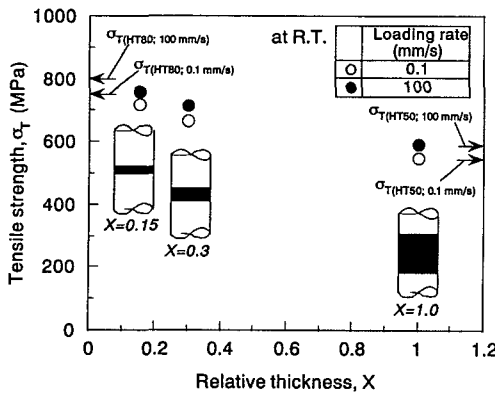


Fig. 5 Relation between tensile strength and relative thickness in undermatched joints

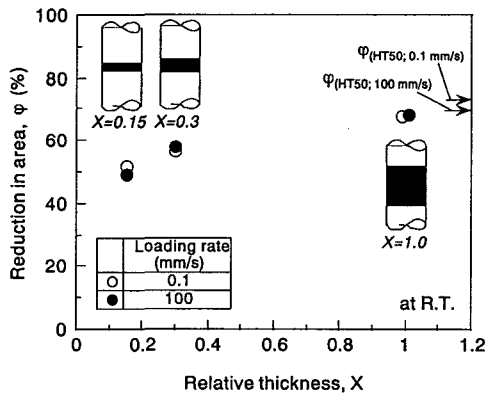


Fig. 6 Relation between reduction of area and relative thickness in undermatched joints

위속도의 영향은, 변위속도의 상승에 의해서 기준이 되는 연질부 및 모재의 재료특성이 변화하는 것에만 의존하고 있는 것을 알았다.

3.2 연성—취성 천이 거동에 의한 연질부의 상대두께, 변형률속도 및 온도상승의 영향

연질이음부의 파괴특성으로서, 각 상대두께의 연질부

를 갖는 이음부의 취성파면률의 온도 의존성 및 변위속도 의존성을 Fig. 7에 나타내었다. 모든 시험편에 대하여, 연성파괴 및 취성파괴 모두 파괴의 기점은 연질부 중앙 단면의 중심부 근방이었다. 또한, 그림으로부터, 변위속도의 크기에 관계없이, 상대두께가 작게될수록 연성—취성 천이곡선은 높은 측으로 이동하는 것을 알았다. 또한, 동적부하시(변위속도: 100mm/s)의 천이곡선은, 정적부하시(변위속도: 0.1mm/s)에 비해서 저온측에 있지만, 이 결과는 변형률속도의 증대와 함께 천이곡선은 고온측에 이동한다고 하는 통설과는 반대의 결과가 발생했다. 이러한 거동은 Fig. 9에 나타내는 것에 의한 요인에 의하여 발생한 결과라고 생각한다.

먼저, 상대두께가 작게될수록 연성—취성 천이곡선이 고온측에 이동하고있는 현상에 대해서는, 파괴의 기점이 되는 연질부의 중앙부에 있어서 소성구속의 차이가 기인하고 있는 것이라고 고려된다. 즉, Fig. 8(a)에 나타낸 모재에 의한 소성구속이 강하게되는 상대두께가 작은 이음부는, 소성구속이 약하게되는 상대두께가 큰 이음부에 비교해서 취성파괴가 발생하기 쉽게 된다는 것이 설명 가능하다. 또한, 후술의 유한요소법에 의한 응력—변형률 해석결과에서도 상대두께가 작은 이음부 일수록 변위속도에 관계없이 파괴의기점이 되는 연질부 중앙단면 중심부에서의 다축도가 크게 되는 것이 확인되었다.

한편, 동적부하시의 천이곡선이 정적부하시의 천이곡선에 비교해서 저온측으로 이동하는 이유는, Fig.8(b)에 나타낸 것처럼 생각하는 것이 가능하다. 즉, 정적부하시의 천이곡선을 기준으로 하면, 동적부하시의 천이곡선은, 변형률속도의 증대에 따른 고온측으로의 이동과, 파괴점 근방의 소성변형을 동반한 온도상승에 따른 저온측으로의 이동이라고 하는 상반되는 영향을 받는다. 이러한 영향의 중첩작용으로서 동적부하시의 천이곡선이 결정되어진다고 설명하는 것이 가능하다. 그림

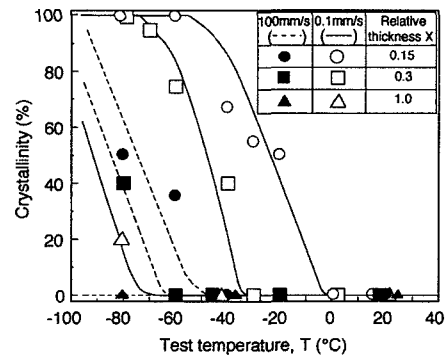
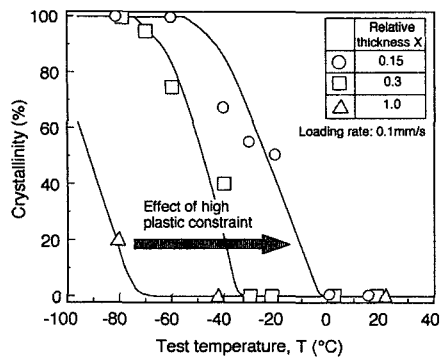
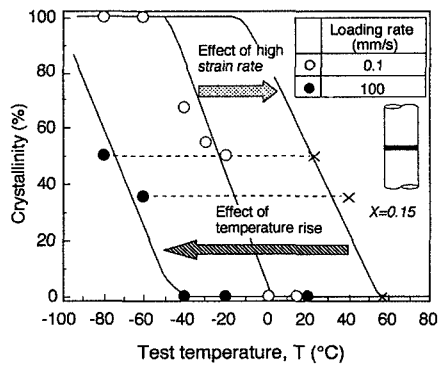


Fig. 7 Comparison of ductile-to-brittle transition behavior in undermatched joints



(a) Effect of plastic constraint



(b) Effect of strain rate and temperature rise

Fig. 8 Shift of ductile-to-brittle transition temperature of an undermatched joint due to effects of plastic constraint, strain rate, and temperature rise

중에 나타낸 × 표는, 후술의 대변형 열탄소성해석에 의해 구한 각각의 동적부하에 의한 파괴시에 있어서의 온도상승량을, 변위속도이외는 동일 시험 조건으로한 정적부하에 의한 결과를 나타낸 점으로부터 점선을 따라서 고온측으로 평행이동 시킨 점이다. 즉, 이번에 실험에 사용한 연결이음부에서는 동적부하 하에 있어서도 비교적 큰 소성변형후에 파괴한 것으로부터 소성변형과 함께 동반한 온도상승의 영향이 고변형률속도의 영향보다 크게되고, 결과적으로 동적부하시의 천이곡선이 정적부하시에 비교해서 저온측으로 이동한 것이라고 생각한다. 또한, 동적부하에 따른 온도상승은, 취성파면률 및 시험온도의 대소에 관계없이 거의 일정한 값이 되는 것으로부터 천이곡선도 거의 평형으로 이동하고 있지만, 이것은 연결이음부의 단면감소률의 값이 시험온도의 영향을 거의 받지 않는 것에 의한 것이라 보아도 타당한 결과라고 생각된다. 또한, 노치를 갖는 강재가 동적부하를 받는 경우에 있어서도, 노치 형상에 따른 소성구속이 변화하는 것에 의해서 변위속도가 큰 천이곡선이 저온측으로 이동하는 것이라고 하는 동일한 현상이 발생하라는 것이 설명되어져있고^{13,14)} 그 결과는 이번의 결과와도 틀린 것은 아니다.

4. 연성—취성천이거동의 역학적 고찰

다음은, 연질부를 갖는 이음부에 대한 연성—취성 천이거동을 발생시키는 역학적 인자의 영향에 대하여 검토하였다. 즉, 유한요소법에 의한 열·응력 연성해석의 파괴시에 상당하는 시점에서의 결과를 사용하여, 취성 파괴 및 연성파괴의 각각의 발생조건을 설정한 후에, 응력·변형률의 거동과 파괴양식에 대하여 고찰하였다.

4.1 연질이음부의 응력—변형률분포의 수치해석

동적부하에서의 연질이음부의 응력 및 변형률분포와 온도상승거동을 상세하게 파악하기 위하여 유한요소법을 사용한 대변형 열탄소성해석을 수행했다. 해석에서는, (i) 고변형률속도에 따른 강도의 상승, (ii) 소성일에 따른 열의 발생 및 확산과, 그것과 함께 동반한 온도의 상승에 따른 강도의 저하, 더욱이, (iii) 그것들이 상호영향에 의한 연성효과를 동시에 고려한 열·응력 연성해석을 범용 유한요소법 구조해석 코드 ABAQUS Ver.5.8¹⁵⁾을 사용해서 수행했다. 즉, 변형률속도—온도 파라메타 R^{16,17)}에서 얻은 각각의 온도·변형률속도에서의 항복응력 및 인장강도를 구하여 그것을 사용해서 구한 응력—변형률 관계로부터 파괴에 도달할 때까지 해석을 수행했다. 열·응력 연성해석수법의 상세한 내용은 기보^(12,18)에 나타낸 것과 같다.

예로서, 연결이음부의 동적하중하(변위속도:100mm/s)에 있어서 응력—변형률과 온도상승의 거동을 Fig. 9에 나타내었다. 그림에서, 시험온도를 실온으로한 경우의 상대두께 0.15와 1.0의 이음재의 응력—변형률의 이력 및 온도상승거동의 해석결과와 실험결과를 비교해서 나타내었다. 연결이음재의 균일신장량 이하의 파괴에 도달할 때까지 거동을 포함한 공칭응력—공칭변형률의 관계, 온도상승의 관계가 해석결과와 실험결과가 거의 일치하고 있는 것을 알 수 있다. 또한, 균일신장량은 균질재와 비교해서 무척 작게되었다. 연결이음재의 경우, 전 질에 나타낸 것처럼 항복점이후의 큰 소성변형 영역이 주로 연질부에만 집중하는 것으로부터, 그것만큼 온도가 상승하기 쉽고, 또한, 이음부전체로서는 변형하기 어렵기 때문에 균일신장량도 감소하는 것이라고 생각된다. 또한 이것 이외의 조건에 있어서도, 응력—변형률 관계와 온도이력의 해석결과는, 변위속도와 시험온도, 상대두께에 뿐만 아니라, 최종적인 파괴가 연성파괴나 취성파괴의 파괴형식에도 관계없이 파괴에 도달할 때까지의 실험결과와 거동과 잘 일치하고 있는 것이 확인되었다.

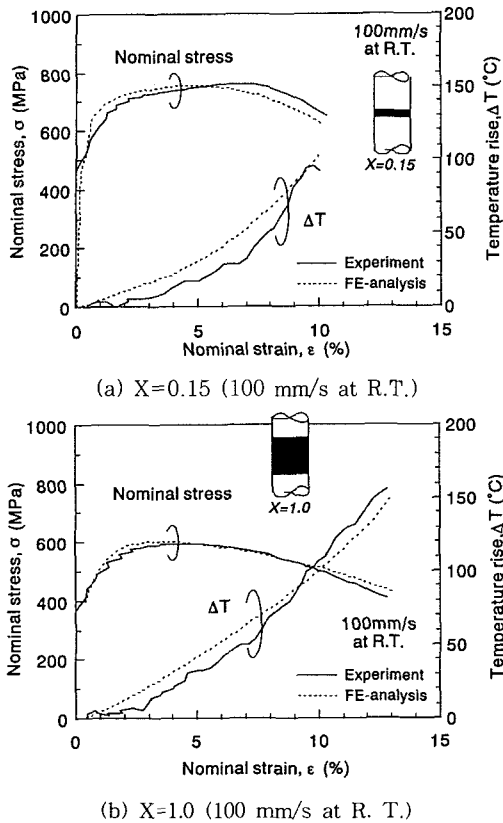


Fig. 9 Comparison of stress-strain curves and temperature rise in round-bar tension specimens of undermatched joints obtained by experiment and FE-analysis

4.2 파괴조건 설정

유한요소법에 따른 열·응력 연성해석에 의해 파괴에 도달할 때까지의 상세한 응력-변형을 분포를 구하는 것이 가능하다는 것으로부터, 연결이음부의 파괴시에 상당하는 시점에서의 해석결과를 사용하는 것으로부터, 연결이음부의 취성파괴조건과 연성파괴조건을 각각을 이하와 같이 설정하였다.

먼저, 취성파괴 조건은 최대주응력이 한계치에 도달할 때에 파괴가 발생한다고 하는 최대주응력 조건^{19,20)}에 따른다. 실험으로부터 취성파면이 확인되어진 연결이음부에 대해서, 파괴시의 신장량 및 단면감소를로부터 해석결과를 참조하여서 취성파괴시의 최대인장응력을 구하면, Fig. 10에 나타난 것처럼 시험온도와 변위속도, 소성구속의 조건이 있는 경우에도 최대인장응력은 거의 같은 값을 나타내고있다. 이러한 것은, 균질재로서의 고장력강에 대해서 노치의 유무, 온도가 최대인장응력에 무관계하다는 종래의 결과²¹⁾를 변위속도를 변화시킨 경우에 대해서도 동일하게 취급할 수 있다는 것을 나타내고있다. 한편, 최대주응력은 보통 연결부 중

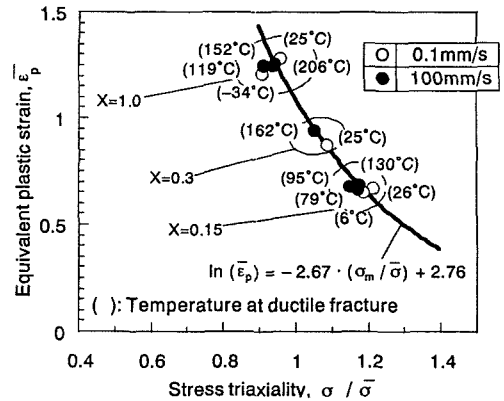


Fig. 10 Critical maximum loading stress for cleavage fracture in HT50 steel

양단면의 중심부에서 발생하고, 그 방향은 보통 하중방향에 있고 시험편인장방향에 있는 것이 확인되었고, 이것들의 결과는 파면관찰결과로부터 얻은 파괴의 시작점과 잘 일치하고있다.

다음은, 연성파괴의 조건으로서는 응력다축도의 함수로서의 상당소성변형률이 한계값에 도달할 때에 파괴한다는 조건^{22,23)}에 따른다고 한다. 실험으로부터 완전 연성파괴가 확인되어진 연결이음부에 대해서, 파괴시의 상당소성변형률과 응력다축도의 관계를 정리한 결과를 Fig. 11에 나타내었다. 또한, ()내의 수치는 파괴시의 온도를 나타내고있다. 이것을 보면, 연성파괴한 시험편에 대해서는 상대두께 즉 소성구속의 정도, 변위속도 및 파괴시의 온도에 관계없이 상당소성변형률과 응력다축도의 한계값은 거의 동일한 곡선 상에 있게 되는 것을 알았다. 여기서, 이 곡선을 연결부의 재료 HT50의 연성파괴에 대한 한계곡선이라고 한다. 또한, 지진하중을 가산한 정도의 동적변형률속도의 범위에 있어서는 연성파괴한계곡선은 정적 부하의 경우와 거의 같게 되고, 변위속도의 영향을 받지 않는 것은, 구조용강을

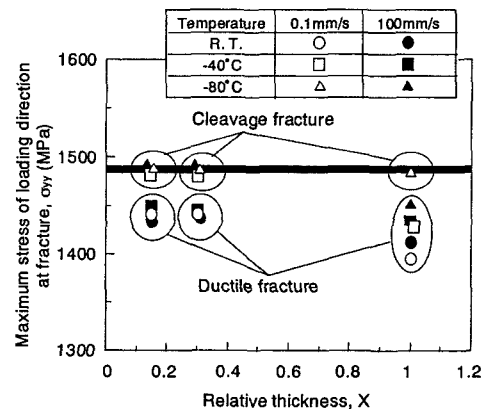


Fig. 11 Relation between equivalent plastic strain and stress triaxiality for ductile fracture in HT50 steel

균질재로서 사용해서 평가한 문헌²⁴⁾의 결과와 거의 일치하고 있다.

4.3 연질이음부의 파괴양식의 고찰

위와 같은 조건을 기본으로 하여서, 연질이음부의 연성-취성전이거동을 응력 및 변형률의 값으로부터 고찰한다. 먼저, 상대두께 $X=0.15$ 와 $X=1.0$ 의 이음부에 관하여, 파괴의 시작점으로 생각되는 연질부 중앙 단면의 중심부에 대한 응력다축도와 최대인장응력 및 상당소성변형률의 관계가 파괴에 도달할 때까지의 이력이 대하여 Fig. 12에 나타내었다. 먼저, Fig. 12(a)에서는 상대두께 $X=0.15$ 의 시험편의 정적하중인 변위속도 0.1mm/s 의 결과는 나타내었다. 실험에서 취성파괴를 나타낸 -80°C 부터 -20°C 까지의 실험온도에서는 취성파괴한계응력에는 도달하고있지만, 연성파괴한계곡선에는 도달하지 않고 있고, 또한 온도가 낮아짐에 따라서 취성파괴면률이 증가하는 것과 함께, 연성파괴한계곡선에서도 멀어지고있음을 알 수 있다. 이것에 대해서, 실제로 연성파괴한 0°C 및 실온에서의 결과는 취성파괴 한계응력까지 응력이 상승하는 것이 아니라 연성파괴 한계곡선에 도달하고 있다. 동일하게, Fig. 12(b)에서는 상대두께 $X=1.0$ 동적하중 즉, 변위속도

100mm/s 에서의 이음부의 평가 결과를 나타내었다. 변위속도 100mm/s 의결과에 관해서는, 모두가 연성파괴 하고 있고, 각 시험온도의 결과도 취성파괴한계응력까지 응력이 상승하는 것이 없고, 연성파괴한계곡선에 도달하고있는 것을 알았다.

또한, 상대두께 $X=0.3$ 의 이음부에 대해서도, 수치해석으로부터 구한 응력·변형률 값으로부터 얻은 연성파괴로부터 취성파괴로의 파괴양식의 전이는 실험결과와 잘 일치하고있는 것을 확인하였다. 더욱이, 이번의 모든 실험 조건하에서의 연성파괴한 연질이음부를 구성한 두종류의 균질재 HT50강 및 HT80강의 경우에 대해서도, 어떤 조건하에 있어서도 연성파괴한계곡선에 먼저 도달하는 것이 확인되었다.

이처럼, 비교적 큰 소성변형을 동반한 연질이음부의 파괴현상에 대해서, 동적부하에 따른 온도상승을 고려한 수치해석을 수행한 결과로부터 구한 응력 및 변형률 분포를 사용해서, 취성파괴 및 연성파괴의 크라이테리언 으로서의 최대주응력 또는 상당소성변형률과 응력다축도의 관계로써 표현되어지는 값의 어느 쪽이 먼저 한계값에 도달할 것인가를 생각하면, 연성파괴 및 취성파괴의 어떤 파괴 형식에서 파괴될 것인가를 판정 및 평가 가능하다는 것을 알았다. 또한, 소성구속이 크게되면, 즉 연질이음부의 상대두께가 작게 될수록 취성파괴하기 쉽고, 동적부하시의 천이온도가 정적부하시에 비

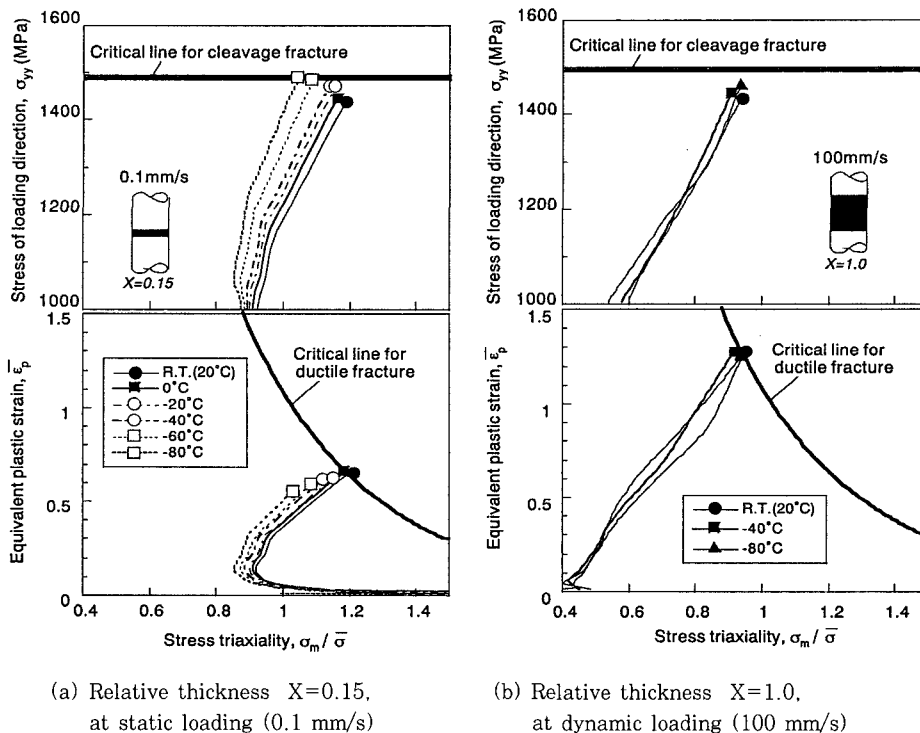


Fig. 12 Critical lines of ductile fracture and brittle fracture and stress-strain behavior of undermatched joints (relative thickness $X=0.15$ and $X=1.0$)

교해서 저온측으로 이동하는 것을 유한요소법으로부터 구한 파괴시의 응력·변형률분포로부터 설명하는 것이 가능하다.

5. 결 론

연질부를 포함한 이음부의 동적부하에 따른 변형·강도 및 파괴특성을, 환봉인장시험 및 동적부하시의 온도 상승을 고려한 열·응력 연성 해석에 의해서 검토했다. 연질이음부의 인장 강도 및 항복응력은, 분위기온도의 저하와 변위속도의 증가와 함께 크게되었다. 또한, 연질부의 상대두께가 작게 될수록, 변위속도의 대소에 관계없이 연질부의 강도는 모재의 강도에 접근하였다. 더욱이, 파괴양식에 따른 역학적 인자의 영향에 대해서 고찰을 더하여, 대변형 열탄소성해석 결과로부터 연성 파괴 및 취성파괴 어느 쪽의 한계값에 먼저 도달하는가에 의해서, 연성—취성 천이거동의 차이를 정량적으로 설명 가능한 것을 나타내었다. 즉, 소성구속이 크게되면, 즉 연질이음부의 상대두께가 작게 될수록 ($X=0.15$) 취성파괴 하기 쉽다는 것과 동적부하시의 천이온도가 저온측으로 이동한다는 것 등을 수치해석 결과로부터 나타내는 것이 가능하였다.

참 고 문 헌

1. M. Toyoda : Study on Static Tensile Behavior of Welded Joints with a Lower Strength Weld Metal Doctor Thesis, Osaka University 1973. (in Japanese)
2. K. Sato, M. Toyoda : Effect of Mechanical Heterogeneity on the Static Tensile Strength of Welded Joints. *Journal of JWS*. **40-9** (1971). 885-900. (in Japanese)
3. K. Sato, T. Doi, M. Toyoda : Size Effect on Static Tensile Properties of Welded Joints Including Soft Interlayer. *Journal of JWS*. **37-11** (1968). 1214-1226. (in Japanese)
4. H. Nitoh, D. Sakai, H. Yajima, Y. Inoue, Y. Sogo, K. Satoh, M. Toyoda : Tensile Strength of Welded Joint for TMCP Typev 50kgf/mm²-Class High Tensile Steel Plates. *Journa of Society Naval Architects of Japan*. **157** (1985). 304-311. (in Japanese)
5. H. Shinohara, T. Inoue, K. Nagai : Numerical Tensile Strength Evaluation of Over-matched Weld Joints. *Symposium of Welding and Structure* (1999). 107-110. (in Japanese)
6. K. Sato, M. Toyoda, K. Ukita, A. Nakamura, T. Matsuura : Applicability of Undermatching Electrode to Circumferential Welded Joint of HT80 Penstock (1st Report On Welding Cracking). *Journal of JWS*. **47-5** (1978). 283-288. (in Japanese)
7. K. Sato, M. Toyoda, K. Ukita, R. Shimoda, A. Nakamura, T. Matsuura : Applicability of Undermatching Electrode to Circumferential Welded Joint of HT80 Penstock (2st Report On Joint Performance). *Journal of JWS*. **47-10** (1978). 697-704. (in Japanese)
8. T. Matsumoto, H. Satoh, Y. Wadayama : Investigation on Evaluation Method for Yield Strength of Round bar Undermatched Joint. *Quarterly Journal of the JWS*. **6-2** (1988). 288-295. (in Japanese)
9. T. Matsumoto, M. Tsukamoto, F. Suzuki, Y. Wadayama, H. Satoh : Investigation on Usability of Undermatched Joint in a Superconducting Coil Case for Fusion Reactor. *Quarterly Journal of the JWS*. **9-4** (1991). 575-581. (in Japanese)
10. V. V. Bertero, J. C. Anderson and H. Krawinkler : Performance of Steel Building Structures During the Northridge Earthquake. *The Earthquake Engineering Research Center, University of California at Berkeley, Report No. UCB/EERC-94-09* (1994).
11. M. Toyoda : How Steel Structure Fared in Japan Great Earthquake. *Welding Journal*. **74-12** (1973). 132-136
12. G.-B. An, M. Mochizuki, M. Ohata, H.-S. Bang, M. Toyoda. Thermal Elastic-Plastic Analysis of Strength Considering Temperature Rise due to Plastic Deformation by Dynamic Loading in Welded Joint. *Journal of KWS*. **21-3** (2003).
13. APD Committee. *The Japan Welding Engineering Society*. (1996). JWES-IS-9603. (in Japanese)
14. N. Ishikawa, Y. Kobayashi, M. Toyoda : Effect of Loading Rate on Deformation and Fracture Properties Notched Steel. *Tetsu-To-Hagane*. **84** (1998). 121-126. (in Japanese)
15. Hibbitt, Karlsson & Sorensen, Inc. : *ABAQUS/ Standard User's Manuals, Ver. 5.8, Vols. 1 to 3* (1998).
16. P. E. Bennett and G. M. Sinclair : An Analysis of the Time and Temperature Dependence of the Upper Yield Point in Iron, *Trans. ASME, J. Basic Eng.*, **83** (1961), 557-564.
17. P. E. Bennett and G. M. Sinclair : Parameter Representation of Low-Temperature Yield Behavior of Body-Centered Cubic Transition Metals, *ASME Publication, 65-MET-11* (1965), and also *Trans. ASME, J. Basic Eng.*, **88** (1966), 518-524.
18. M. Toyoda, M. Mochizuki, T. Ohmura and G. B. An : Temperature Rise by Plastic Deformation under Dynamic Loading in Structural Steels and Their Undermatched Joints, *Proc. Int. Seminar Num. Anal. Solid & Fluid Dynamics, Suita* (1999), 217-224.
19. E. Orowan : Classical and Dislocation Theories of Brittle Fracture, *Fracture, Proc. Int. Conf. Atomic Mech. Fracture, The Technology Press of M. I. T. and John Wiley & Sons* (1959), 147-160.
20. J. F. Knott : Some Effects of Hydrostatic Tension on the Fracture Behavior of Mild Steel, *J. Iron Steel Inst.*, **204-2** (1966), 104-111.
21. A. Otsuka, T. Miyata, S. Nishimura, M. Ohashi : Ductile Fracture, Brittle Fracture and Ductile-

- to-Brittle Transition in Low Strength Steel. Transactions of Japan Society of Mechanical Engineerings, **47-414** (1981), 286-294.
22. F. A. McClintock : A Criterion for Ductile Fracture by the Growth of Holes. Trans. ASME, J. Appl. Mech., **90** (1968), 363-371.
23. P. F. Thomason : A Theory for Ductile Fracture by Internal Necking of Cavities, J. Inst. Met., **96** (1968), 360-365.
24. H. Shimanuki, H. Furuya, T. Inoue, Y. Hagiwara, M. Toyada : Effect of Stress Triaxiality and Strain Rate on Ductile Fracture Initiation Steel. Journal of Society Naval Architects of Japan, **186** (1999), 475-483. (in Japanese)