

노치인장시편을 이용한 천이영역 파괴특성 연구

A Study on the Fracture Behavior in the Transition Region Using Notched Tensile Specimens

김석훈, 변택상, 이봉상, 홍준화
한국원자력연구소
대전광역시 유성구 덕진동 150

김인섭
한국과학기술원
대전광역시 유성구 구성동 373-1

요 약

다양한 곡률반경을 가진 노치인장시편을 이용하여, 응력상태가 천이온도영역 파괴특성에 미치는 영향에 대해 연구하였다. Stress triaxiality 증가에 따라 파괴응력은 증가하였지만, 파괴변형률은 감소하였다. 파괴응력은 온도에 거의 무관하였지만, 파괴변형률은 전형적인 연성-취성 천이거동을 나타내었다. 파괴변형률의 천이거동은 응력상태에 많은 영향을 받는다. 기존 모델과 실험결과를 고려하여, 파괴인성모델이 제시되었고, 이에 따라 파괴인성을 계산하여 그 결과를 전통적인 파괴인성 시편을 통해 얻어진 결과와 비교하였다.

Abstract

The effect of stress state on the fracture in the transition region has been investigated using notched round tensile specimens of various notch root radii. The fracture stress increases with the stress triaxiality, while the fracture strain decreases with the stress triaxiality. The fracture stress is nearly independent of the test temperature in the transition region. However, the fracture strain reveals typical ductile-to-brittle transition. The transition behaviors in the fracture strain are strongly affected by the stress state. Considering the existing models and experimental results, a fracture toughness model is proposed and the fracture toughness values are calculated by the model. The calculated values are compared with the results obtained from the conventional fracture specimens.

1. 서 론

원자로압력용기강은 가동중 고속중성자 조사에 의해 파괴인성이 현격히 저하되는 취화현상을 나타낸다[1-3]. 따라서 원자로의 건전성을 확보하기 위해서는 조사취화에 의한 파괴특성의 변화를 정확히 측정하여 탄성 및 탄소성 파괴역학에 근거한 해석기법으로 건전성이 평가되어야 한다. 그러나 원자로압력용기강과 같은 페라이트강의 경우 천이온도 영역에서의 파괴인성은 같은 온도에서도 심한 편차를 나타내고 또한 시편의 크기 및 종류에도 심한 의존성을 보이는 것으로 알려져

있으며[4-6], 이로 인해 파괴인성의 정확한 평가를 위해서는 많은 시험편이 요구된다. 이와 관련 최근 ASTM에서는 Weibull 통계에 기초하여 천이영역에서의 파괴인성곡선을 통계적 방법으로 구할 수 있는 방법[7]을 제시하였다.

재료의 변형 및 파괴는 변형률속도, 온도, 응력상태에 크게 의존한다[8-11]. 특히, 변형구속력의 변화는 선형탄성파괴역학이나 탄소성파괴역학에서의 파괴인성(K_{IC} , J_{IC})의 시험두께의존성, 시험형상의존성 및 균열길이 의존성을 유발시키는 주원인이다[12-14]. 공동(void)의 생성 및 성장으로 일어나는 연성파괴의 경우 파괴에 미치는 응력상태의 영향에 대해 일부 알려져 있으나 천이영역 취성파괴의 경우는 이에 대한 연구가 부족한 편이다.

본 연구에서는 ASTM 시험법에 따라 SA508 Gr.3 강의 천이영역에서의 파괴인성의 통계적 거동을 예비균열을 낸 샤프시편 크기의 3점굽힘시험을 통하여 확인하였고, 노치인장시험 시험을 통해 천이온도영역 파괴특성에 미치는 응력상태의 영향에 대해 체계적으로 연구하였다. 또한, 응력상태의 효과를 고려할 수 있는 파괴인성모델을 제안하고 인장시험결과로부터 파괴인성치를 계산하여 파괴시편으로부터 얻은 결과와 비교하였다.

2. 실험 방법

본 연구에서 사용한 재료는 한국중공업(주)에서 제조한 원자로압력용기재료인 SA508 Gr.3 강이다. 응력상태가 천이영역에서의 파괴거동에 미치는 영향을 알아보기 위해 그림 1과 같은 봉상의 노치인장시험편을 이용하여 인장실험을 수행하였다. 응력상태를 달리하기 위해 표 1과 같이 노치의 곡률반경을 달리하였으며 초기 노치형상에 기초한 시편중심($r=0$)에서의 stress triaxiality (Bridgman 응력분포 [9-10] 이용)를 표 1에 같이 나타내었다. 실험온도는 상온에서 -196°C 까지 약 20°C 간격으로 시험을 수행하였다. 파괴인성시험은 a/W 가 약 0.5정도로 되도록 예비균열을 낸 샤프시편크기의 3점굽힘시험편을 사용하여 ASTM E1921 시험법에 따라 행하였다.

3. 실험 결과 및 고찰

3.1. 응력상태가 파괴에 미치는 영향

표 2에 노치가 없는(smooth) 봉상시편을 사용하여 얻은 인장특성들을 온도별로 정리하였다.

일반적으로 응력상태를 나타내는 인자로 stress triaxiality(t)가 많이 이용된다. Stress triaxiality의 정의는 다음과 같다:

$$t = \frac{\sigma_m}{\sigma_{eq}} \quad (1)$$

여기서 σ_m 은 평균응력(mean stress), σ_{eq} 는 유효응력(=상당응력; equivalent stress)이다. 일축하중이 미치는 방향의 주응력을 σ_z 로 가정하고, 노치인장시험에서 이들 주응력성분들을 단면적이 최소인 부분에서의 평균값으로 간주하면 응력성분들은 다음과 같은 관계식들을 만족한다:

$$\sigma_x = \sigma_y \quad (2)$$

$$\sigma_m = \frac{2\sigma_x + \sigma_z}{3} \quad (3)$$

$$\sigma_{eq} = \sigma_z - \sigma_x \quad (4)$$

파괴특성에 대한 변수로서는 파괴시의 응력상태가 의미를 가질 것이므로 식 (3)과 (4)를 이용하여 파단이 일어나는 순간의 stress triaxiality를 구하면,

$$t_f = \left(\frac{\sigma_m}{\sigma_{eq}} \right)_f = \frac{\sigma_f}{\sigma_{eq}^f} - \frac{2}{3} \quad (5)$$

여기서 σ_f 와 σ_{eq}^f 는 파괴시의 최대주응력과 유효응력을 나타내며, 다음과 같이 인장시험값을 이용하여 결정한다.

$$\sigma_f = \frac{P_f}{A_f} \quad (6)$$

$$\sigma_{eq}^f = K(\epsilon_{eq}^f)^n \quad (7)$$

$$\epsilon_{eq}^f = \ln\left(\frac{A_0}{A_f}\right) \quad (8)$$

여기서 P_f , A_0 및 A_f 는 파괴하중, 초기 단면적 및 파단후 단면적이다. 노치인장시험을 이용한 실험에서 파괴변형률은 파단면에서 비교적 균일한 분포를 가지는 것으로 알려져 있으며, 식 (2) 또한 평균값 또는 균일분포를 가지는 응력성분에 대해서만 성립하므로 식 (5)에 의한 stress triaxiality는 파단면에서의 평균값에 해당한다.

그림 2에는 각각의 노치반경(notch root radius R)에 대해서 온도에 따른 파괴변형률의 변화를 나타내었다. 각각의 노치반경에 대해 파괴변형률은 온도가 감소함에 따라, 일반적으로 페라이트 강에서 알려진 것처럼, 뚜렷한 연성-취성 천이거동을 보여 주고 있다. 그림 2에서 실선은 온도에 따른 파괴변형률의 변화를 다음과 같은 hyperbolic tangent 함수로 fitting 한 것이다.

$$\epsilon_{eq}^f = A \left[1 + \tanh\left(\frac{T - T_c}{B}\right) \right] \quad (9)$$

여기서, A는 파괴변형률의 upper shelf와 lower shelf(=0)의 평균값을 의미하고, T_c 는 A값에 대응하는 천이온도를 나타낸다. 또한 B는 천이영역의 온도범위 즉 천이구간을 나타낸다. 표 1에 각각의 노치반경에 대한 이들 인자의 값들을 나타내었다.

그림 2와 표 1에서 노치의 곡률반경이 감소할수록, 즉 stress triaxiality가 증가할수록, 파괴변형률의 upper shelf가 감소하는 것을 볼 수 있다. 이 결과는 stress triaxiality가 증가할수록 소성구속력이 증가하여 소성변형을 억제하기 때문이다. 또한 노치의 곡률반경이 감소할수록 천이온도 T_c 가 증가한다.

노치나 균열 또는 국부 네킹에 의한 stress triaxiality의 증가는 재료의 연성을 저하시키며, 페라이트 강의 경우 연성-취성 천이온도를 증가시킨다[8-11]. 파괴변형률은 stress triaxiality가 증가함에 따라 지수적으로 감소한다고 알려져 있다[10-11,16]. 응력상태가 파괴변형률에 미치는 영향을 표현한 식은 다음과 같다:

$$\epsilon_{eq}^f = a e^{-\frac{3}{2}t_f} \quad (10)$$

여기서 a 는 재료상수로 알려져 있다. 그림 3은 식 (5)와 식 (9)를 이용하여 얻은 stress triaxiality와 upper shelf 영역의 평균 파괴변형률 사이의 관계식을 보여주고 있다. 식 (10)에서 이론적으로 나타난 것과 같이, 파괴변형률이 stress triaxiality의 지수함수로 나타나며 지수에서의 계

수(1.498)도 이론치인 1.5와 거의 같은 값을 나타내고 있다. 상수 a 의 값은 3.855로서 페라이트계강의 일반적인 값과 유사하다.

그림 4는 온도에 따른 파괴응력의 변화를 응력상태가 다른 시편별로 도시한 것이다. 파괴응력의 경우에는 파괴변형률과 달리 온도에 큰 의존성을 보이지 않는다. 파괴응력을 응력상태의 함수로 나타내면 임의의 응력상태에 대해서도 파괴응력을 계산할 수 있다. 식 (5)를 이용하면 파괴응력을 t_f 의 함수로 표현할 수 있으며, 식 (7)과 같은 인장곡선을 이용하면 다음과 같이 표현된다:

$$\sigma_f = \left(t_f + \frac{2}{3}\right) \sigma_{eq}^f(t_f) = \left(t_f + \frac{2}{3}\right) K(\epsilon_{eq}^f(t_f))^n \quad (11)$$

그림 5는 대표적인 온도에 대해서 식 (11)를 이용하여 파괴응력을 계산하여 도시한 것이다. 비교적 고온인 경우(-22°C와 20°C)에는 계산치가 실험치와 잘 일치한다. 그러나 저온인 경우(-148°C)에는 작은 t_f 영역 이외에는 잘 일치하지 않는다. 이 결과는 식 (5)를 유도하기위해서 사용한 시편과단면에서의 응력분포가 균일하다는 가정을 상기하면 설명될 수 있다. 즉, 온도가 높거나 t_f 가 낮은(변형구속력이 낮은) 시편의 경우 시편 단면에서의 응력분포가 비교적 균일하여 식 (11)이 잘 적용될 수 있음을 알 수 있다. 노치선단이 예리하고 저온인 경우, 응력확대계수가 크고 소성변형이 확산되어 균질화되기 전에 파단을 일으키므로 즉, 국부적인 집중응력이 파괴를 가져오므로, 식 (6)을 이용하여 거시적인 실험데이터로부터 구한 평균 파괴응력과 일치하지 않는다.

3.2. 천이영역 파괴인성의 통계적 거동

천이온도구역에서는 동일 조건하에서 측정된 파괴인성의 편차가 매우 크기 때문에 재료의 파괴인성특성을 정확히 평가하는데에는 많은 어려움이 있다. 최근에는 이러한 천이구역에서 파괴인성특성을 통계적 방법에 기초하여 해석하려는 노력이 이루어졌고, 그 결과 ASTM에서는 Weibull 통계해석을 기초로하여 몇 회의 파괴인성실험을 통하여 천이온도영역에서의 파괴인성곡선을 구할 수 있는 표준시험법 ASTM E1921[7]을 제시하였다. Weibull 통계해석에 의하면 천이영역에서의 파괴인성은 다음과 확률분포를 가진다[5-6].

$$P_f = 1 - \exp\left[-\left(\frac{K_{JC} - K_{\min}}{K_o - K_{\min}}\right)^m\right] \quad (12)$$

여기서 K_{JC} 는 J-integral로부터 구한 벽개파괴인성치, P_f 는 K_{JC} 이하의 파괴인성을 가질 누적 확률, K_o 는 주어진 조건에서의 재료의 특성치이고, Weibull slope m 은 데이터의 편차정도를 나타내는 인자이다. 피로균열과 같은 예리한 균열을 가진 페라이트강의 경우, 이론적으로 m 과 K_{\min} 값은 각각 4와 $20 \text{ MPa}\sqrt{m}$ 로 알려져 있다. 한편, ASTM에서는 1T 시편의 경우 천이영역에서의 50%의 파괴확률을 가질 파괴인성곡선을 다음과 같이 제시하였다.

$$K_{JC(\text{med})} = 30 + 70 \exp[0.019(T - T_o)] \text{ MPa}\sqrt{m} \quad (13)$$

여기서 T 는 시험온도이며, T_o 는 실험을 통하여 얻어지는 재료의 특성치로, $K_{JC(\text{med})}$ 값이 $100 \text{ MPa}\sqrt{m}$ 로 되는 온도이다. 본 실험에 사용된 재료의 경우 T_o 가 약 -73°C 였다. 파괴인성 실험

결과를 그림 6에 도시하였다. 그림 6에서 실선과 점선들은 각각 50 %, 5%, 95%의 파괴확률을 가지는 파괴인성곡선을 나타낸 것이다. 천이영역에서의 파괴인성이 많은 편차를 나타내는 것과, ASTM이 제시한 특성 곡선이 천이영역의 파괴인성의 분포와 잘 일치함을 알 수 있다.

3.3. 파괴인성예측

파괴인성 (K_{IC} , J_{IC})을 구하기 위한 기존의 표준시험법들은 많은 시간과 노력을 요하고 또한 기술적으로 복잡한 과정이다. 따라서 파괴인성을 간단한 실험을 통해 구할 수 있도록 기초 기계적 성질들(항복응력, 파괴응력, 파괴변형률등)과 관련지어 예측하려는 노력이 이루어져 왔다 [18-20]. 이들은 대부분 파괴인성을 예측하기 위해 파괴가 발생하는 시점에서의 국부적 파괴기준을 고려하고 있다. 벽개파괴의 경우 대표적으로 Ritchie, Knott, Rice(RKR)[18]등에 의해 제안된 임계응력 모델이, 연성파괴의 경우 임계변형률 모델[19]이 있다. 최근에 Xiulin[20]은 파괴인성이 파괴변형률 및 파괴응력 모두의 함수임을 가정하여 다음과 같이 보다 일반적인 파괴인성모델을 제안하였다:

$$K_{IC} = 0.32\sqrt{\pi \cdot E \cdot \sigma_f \cdot \epsilon_{eq}^f \cdot l_0} \quad (14)$$

그러나 위에서 언급한 모델들은 모두 “미세조직학적 임계거리(l_0)”라는 모호한 개념을 포함하고 있다. 또한 식 (14)의 경우도 lower shelf 온도에서 파괴변형률이 거의 영에 가까운 값을 가지므로 페라이트강에서 일반적으로 알려진 영이 아닌 lower shelf를 설명하지 못한다. 따라서 본 연구에서는 Xiulin의 정의를 온도에 의존하는 항으로 고려하고 lower shelf (K_{LS})의 존재를 고려하여 다음과 같은 파괴인성모델을 제안하였다.

$$K_{IC} = K_{LS} + \gamma \sqrt{\sigma_f \cdot \epsilon_{eq}^f} \quad \text{MPa}\sqrt{\text{m}} \quad (15)$$

여기에서 K_{LS} 는 lower shelf값이고 γ 는 상수이다. 원자로압력용기강과 같은 페라이트강에 대한 K_{LS} 값은 $30\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ (median 값)로 알려져 있고[7] γ 에 대한 평가는 파괴인성의 upper shelf가 알려진 경우 얻어질 수 있으며, 본 연구에 사용한 재료의 경우 약 25 정도의 값을 가진다.

한편, 파괴시편 균열첨단에서의 t_j 값을 2.8로 가정하면[17] 식 (15)를 이용하여 인장시험결과로부터 파괴인성곡선을 구해볼 수 있다. 먼저 파괴변형률 및 파괴응력을 식 (10)과 식 (11)을 이용하여 계산한 다음 식 (15)에 대입하면 파괴인성의 크기를 구할 수 있다. 또한, 인장시편과 파괴인성시편의 경우 응력상태가 현저히 다르고 이에 따라 천이온도영역이 바뀐다. 즉, 온도축을 천이온도영역이 변하는 만큼 변환해주어야 한다. 실험 및 해석결과를 바탕으로 다음과 같은 온도축의 변환을 제안하였다.

$$T = T_{ten} + 40(\Delta t_j) \quad (16)$$

여기서 T_{ten} 은 인장시험 온도이며, Δt_j 는 stress triaxiality의 증가량이다. 파괴인성 계산은 비교적 균일한 응력분포를 가질 것으로 생각되는 시편들($R = 2\text{mm}, 3\text{mm}, \infty$)에 대해서 수행하였다. 표 1에서 이들 시편의 t_j 값의 평균은 0.8 정도이며, 균열첨단에서는 최고 2.8정도이므로 Δt_j 를 2.0으로 간주하였다. 온도가 감소하면 인장시편 및 파괴시편 모두에서 t_j 값이 감소하므로 Δt_j 값은 거의 그대로 유지될 것으로 보인다. 그림 6에 이 절에서 설명한 모델에 의하여 인장시험결과로부터

터 구한 파괴인성을 파괴 시편을 이용한 결과와 비교해 놓은 것이다. 두 결과가 비교적 잘 일치하는 것을 볼 수 있다.

4. 결론 및 요약

노치인장시편을 이용하여 천이온도영역에서 SA508 Gr. 3강의 파괴거동에 미치는 온도 및 응력 상태의 영향에 대해 연구하였다. 또한 stress triaxiality와 파괴응력 및 파괴변형률간의 관계식을 유도하고 천이영역에서의 파괴인성의 모델을 제시해 보았다. 연구결과를 정리하면 다음과 같다.

(1) 파괴응력 및 파괴변형률은 응력상태 즉, stress triaxiality에 의존한다. Stress triaxiality가 증가할수록 파괴응력은 증가하고, 파괴변형률은 감소하였다. 또한 stress triaxiality의 증가에 따라 연성-취성 천이온도가 증가하였다.

(2) 파괴변형률은 온도가 감소함에 따라 뚜렷한 연성-취성 천이거동을 보였지만, 파괴응력은 온도에 크게 의존하지 않았다.

(3) 파괴변형률 및 파괴응력과 stress triaxiality와의 관계식을 바탕으로 균열에서의 파괴인성을 예측하는 모델을 제안하였다. 기존 파괴시험결과들과 비교한 결과 제시된 파괴인성모델은 천이온도 영역 뿐만 아니라 upper shelf 영역에서도 적용될 수 있음을 확인하였다.

Acknowledgement

본 연구는 과학기술부의 원자력연구개발 중장기계획사업 원자력재료기술개발/원자로압력경계재료 과제의 일부로 수행되었습니다.

참고문헌

- [1] Lucas, G. E., Odette, G. R., et al., ASTM STP 870, pp. 900-930 (1985)
- [2] Havel, R., Vacek, M., and Brumovsky, M., ASTM STP 1170, pp. 163-171(1993)
- [3] Lidbury, D. P. G., and Morland, E., Int. J. Pres. Ves. & Piping, v.29, pp. 343- 428(1987)
- [4] Landes, J. D., and Shaffer, D. H., ASTM STP 700, pp. 368-382(1980)
- [5] Wallin, K., Engng Fract. Mech., v19, pp. 1085-1093(1984)
- [6] Wallin, K., Engng Fract. Mech., v22, pp. 149-163(1985)
- [7] E1921-98, "Test method for the determination of a reference temperature T_0 for ferritic steels in the transition range.", ASTM, 1998
- [8] Johnson, G. R., Cook, W. H., Eng. Fract. Mech., v21, pp. 31-48(1985)
- [9] Mackenzie, A. C., Hancock, J. W., and Brown, D. K., Eng. Fract. Mech., v9, pp. 167-188(1977)
- [10] Mirza, M. S., Barton, D. C., and Church, P., J. Mater. Sci., v31, pp. 453-464(1996)
- [11] Feng, S. N., Zheng, C. Q., and Li, X. L., Theor. Appli. Fract. Mech., v17, pp. 149-155(1992)
- [12] Jun, S., et al. Engng Fract. Mech., v36, pp. 321-326(1990)
- [13] Kordisch, H., Sommer, E., and Schmitt, W., Nucl. Eng. Design., v112, pp. 27-35(1989)
- [14] Chen, X. M., Hahn, H. G., Engng Fract. Mech., v44, pp. 895-912(1993)
- [15] Rice, J. R., Tracey, D. M., J. Mech. Phys. Solids, v17, pp. 201-217(1969)
- [16] Strnadell, B., et al., Engng Fract. Mech., v37, pp. 1025-1038(1990)
- [17] Byun, T. S., et al., J. Nuclear Materials, v252, pp. 187-194(1998)
- [18] Ritchie, R.O., Knott, J.F., and Rice, J.R., J. Mech. Phys. Solids, v21, pp. 395-410 (1973)
- [19] Ritchie, R.O., Server, W.L., Wullaert, R.A., Metall. Trans., v10A, pp. 1557-1570 (1979)
- [20] Xiulin, Z., Engng Fract. Mech., v33, pp. 685-695(1989)

Table 1. Dimension of notched round tensile specimens and initial stress triaxiality at the center and fitting parameters of fracture strain vs. temperature curves and stress triaxiality at fracture (R = notch root radius, A = upper shelf value/2, T_c = transition temperature at A, $2B$ = transition temperature span)

Specimen	D (mm)	R (mm)	$t_{Bridgman}$	A	B	T_c (°C)	t_f (at upper shelf)
Notch-1	4	0.25	1.94	0.319	59	-75	1.25
Notch-2	4	0.50	1.43	0.356	59	-81	1.16
Notch-3	4	0.75	1.18	0.374	40	-107	1.13
Notch-4	4	1.00	1.03	0.373	36	-119	1.05
Notch-5	4	1.50	0.84	0.447	50	-133	0.97
Notch-6	4	2.00	0.74	0.463	49	-140	0.88
Notch-7	4	3.00	0.62	0.501	33	-159	0.87
Smooth	8	∞	0.33	0.649	30	-152	0.71

Table 2. Tensile test results from smooth specimens

T (°C)	YS (MPa)	TS (MPa)	TE (%)	Fracture Strain	Fracture Stress (MPa)	K (MPa)	n
20	429	584	27.3	1.35	1316	899	0.132
0	431	597	27.2	1.36	1336	926	0.136
-20	445	612	27.4	1.35	1382	949	0.137
-45	454	635	28.5	1.26	1365	1008	0.148
-65	481	664	31.1	1.30	1476	1063	0.153
-85	517	688	28.1	1.20	1400	1112	0.156
-105	552	715	28.2	1.25	1510	1159	0.159
-125	623	757	26.1	1.11	1463	1234	0.158
-150	686	793	17.4	0.74	1288	1229	0.128
-170	760	840	8.1	0.09	919	1127	0.073
-196	918	968	10.3	0.08	1054	1509	0.126

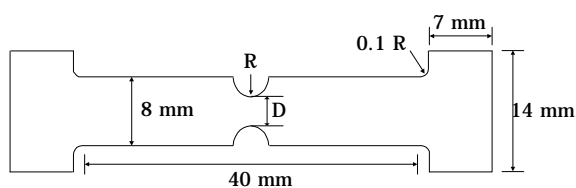


Fig. 1. Notched round tensile specimen

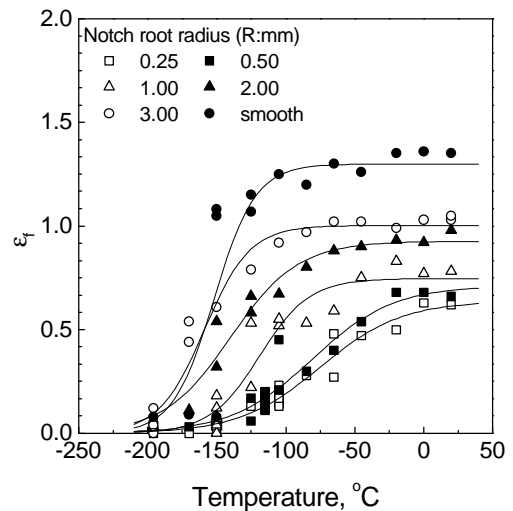


Fig. 2. Variation of fracture strain with temperature

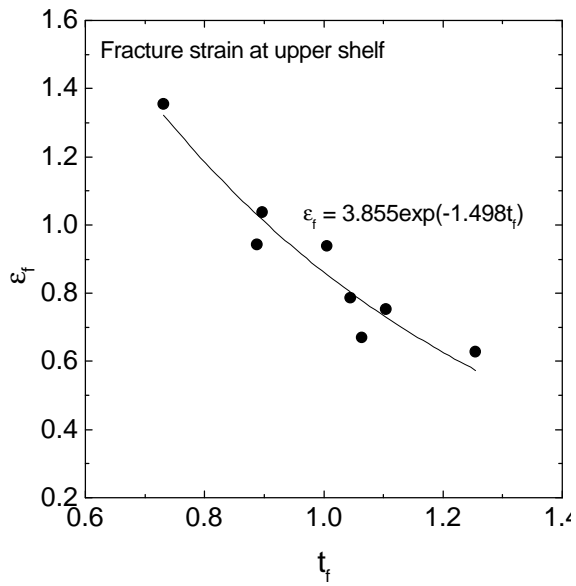


Fig. 3. Effect of stress triaxiality on the fracture strain at upper shelf

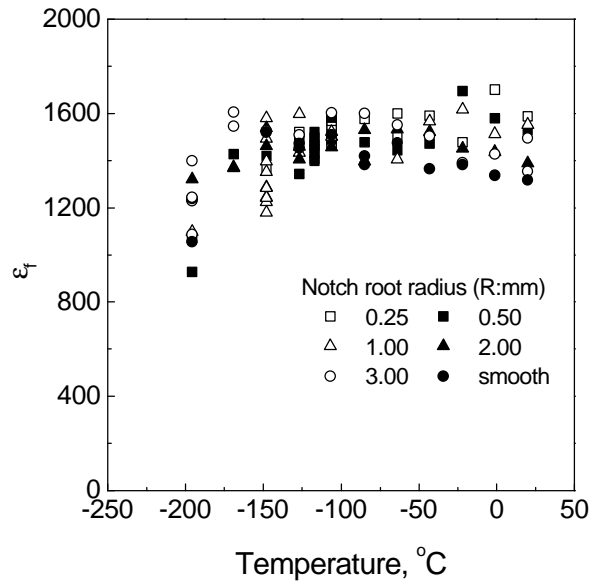


Fig. 4. Variation of fracture stress with temperature

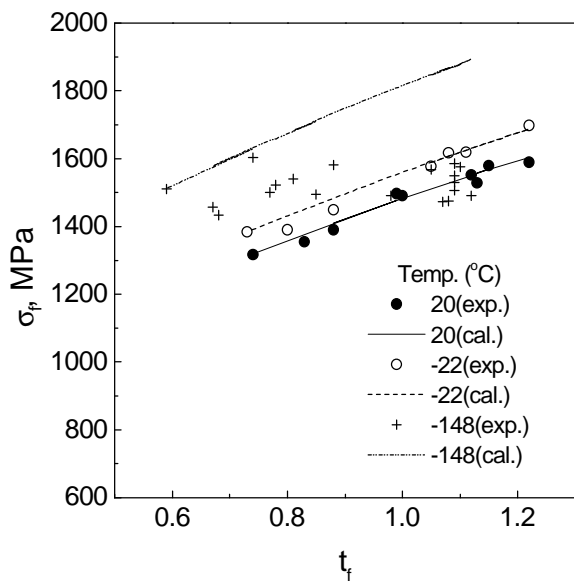


Fig. 5. Comparison of calculated fracture stress and measured fracture stress

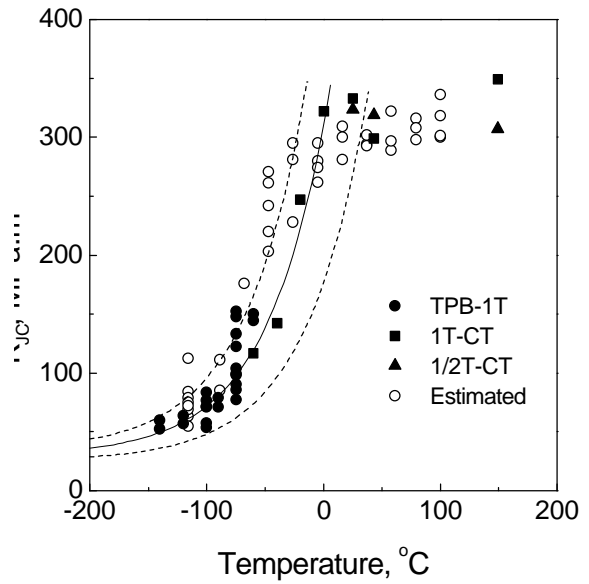


Fig. 6. Comparison of estimated fracture toughness and measured fracture toughness