〔논문〕 한국소성가공학회지(1998), 제7권 제1호
J. of the Korean Society for Technology of Plasticity ***Vol. 7, No. 1, (1998)***

레이저 용접 테일러드 블랭크의 기본 성형특성 II : 신장플랜지 성형특성

박기철* · 한수식* · 김광선* · 권오준*

(1997년 8월 28일 접수)

Forming Characteristics of Laser Welded Tailored Blanks II : Stretch Flange Forming Characteristics

K.C.Park, S.S.Han, K.S.Kim and O.Kwon

Abstract

In order to analyze the stretch flange forming characteristics of tailored blanks, laser welded blanks of different thickness and strength combinations were prepared and hole expansion tests were done. The stretch flange formability of laser welded blanks was reduced as increasing the deformation restraining force (strength×thickness) ratio between two welded sheets. Simulation of stretch forming mode deformation and comparison with experimental results showed that the stretch flange formability was influenced not only by the difference of the deformation restraining forces between two base sheets but also by the difference of the deformation restraining forces between base sheet and weld. Therefore, the stretch flange formability was reduced more rapidly than tensile elongation as increasing the deformation restraining force ratio. It was also found that simulation of stretch flange forming was more accurate when material properties of weld was given.

Key Words : Tailored Blank, Hole Expansion Test, Stretch Flanging, Formability

1. 서 론

테일러드 블랭크 (tailored blank) 란 복수의 강판을 목적에 맞게 용접 등에 의하여 조립한 프레스 가공용 소재를 말하며 '80년대 후반부터 사용되고 있는 용어이고, 최근 자동차 차체에 있어서 일반적으로 사용되게 되었다.[1,2] 자동차 차체에서는 테일러드 블랭크를 이용하는 장점으로 구성 판넬수의 감소, 판두께와 재질의 최적 배치, 결합강도 향상, 경량화가 가능하고 소재형상의 자유도가 크다는 점을 들 수 있다. 이러한 장점들을 이용하기 위한 테일러드 블랭크의 적용에 있어서 중요한 것은 용접과 성형기술이다. 용접기술에는 레이저 (laser) 용접과 매시심 (mash seam) 용접이 실용화 되었으나 이들은 나름대로의 장.단점이 있어 적용부품과 생산량을 고려한 신중한 선택이 요구된다. Prange[3] 는 레이저 용접의 경우가 매시심 용접에 비하여 성형성 및 피로강도 특성에서 유리하다고 보고하였다.

테일러드 블랭크의 성형성은 단일 강판의 경우와는 달

* 포항제철 기술연구소 박판연구팀

리 용접선의 특성 변화, 용접선 양쪽의 재질, 두께 불연속에 따른 거동변화를 모두 고려하여야 한다.[3,4,5,6] 따라서 용접부와 모재간의 재질과 연성의 차이, 용접선 양측 모재의 변형저항 차 그리고 판 두께가 다름에 따른 공구접촉 상태의 차이에 의한 성형특성의 연구가 중요한 과제이다. 테일러드 블랭크 구성 재료 별로 가공에 미치는 인자를 정리하면 Table 1[7]과 같다. 용접선 양쪽 모재가 같은 경우 용접부의 특성 만을 고려하면되지만 재질이 다른 경우는 변형저항의 차이를 추가로 가공조건 설정에 반영하여야 한다. 그리고 용접부 양쪽 두께가 다른 경우는 변형저항의 차이 뿐만아니라 두께 단차부에서 금형과의 접촉문제도 고려하여야 성형이 가능하다.

본 연구는 국내 자동차사에서 조만간에 적용이 시작되고 급속하게 사용량이 증가할 것으로 예상되는 테일러드 블랭크의 기본 성형특성을 알아내는 데 목적이 있다. 테일러드 블랭크의 성형성에 대한 연구는 Prange,[2,3] Shi,[5] Azuma,[6] Yamasaki,[8] Lee,[9] 김형목[10] 등에 의하여 이미 상당히 되어 있으나 대부분 각 연구자의 판

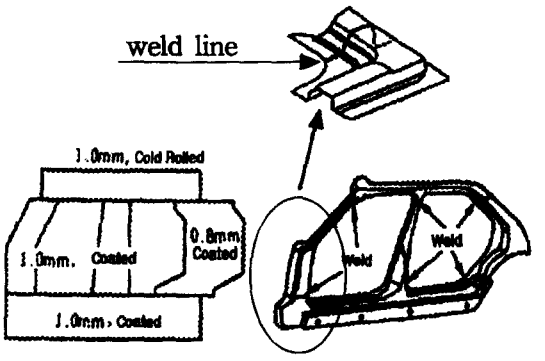


Fig. 1 An example of stretch flange mode deformation (body side ring). In order to reduce material cost, generally, designers try to locate the weld line at the stretch flange deformation part

점에 따라서 단편적으로 되어 있으며 시험결과도 보다 정밀한 검증이 필요한 실정이다. 본 연구에서는 두께와 강도가 서로 다른 시편을 준비하여 주요 변형모드에서의 전반적인 성형특성을 연구하였으며 본 고에서는 인장변형특성에 대한 보고[11]의 후속으로 신장플랜지 변형 특성에 대하여 논하였다.

신장플랜지 성형모드는 테일러드 블랭크를 적용할 수 있는 유망한 부품에서 많이 나타나며 Fig.1[6] 에 예로든 body side ring 과 같은 경우에 드로잉 가공시 코너부 내측에서 발생하게 된다. 대부분 설계자는 재료 비용을 줄이기 위하여 신장플랜지 변형 모드인 코너 부위를 용접으로 연결하게끔 블랭크 설계를 하게되는 데 건전한 테일러드 블랭킹 부품을 제조하기 위해서는 이 부분의 성형성을 먼저 고려하여야 한다. 이 때문에 신장플랜지부에서의 성형성 데이타를 참고하여야만 경제적인 테일러드 블랭크를 설계할 수가 있다. 실제로 단일강판에 비하여 테일러드 블랭크의 성형성은 신장플랜지 모드에서 가장 크게 나빠진다고 알려져[6] 있어 신장플랜지 모드의 변형특성을 이해하여야 효율적인 블랭크 설계가 가능하리라 생각된다. 본 연구에서는 신장플랜지 성형실험과 함께 성형시험을 유한요소 시뮬레이션으로 수행하여 신장플랜지 부의 성형특성과 결합소재의 조건에 따른 성형성의 차이를 분석하였다.

2. 실 험 방 법

2.1 시편준비

테일러드 블랭크의 성형특성 시험을 실시하기 위하여 레이저 용접강판 시편으로 두께와 강도가 서로 다른 시편을 Table 2 와 같이 준비하여 용접하고 성형시험을 실시하였다.[11] 용접부의 특성을 알아보기 위하여 용접부의 미소경도 (micro Vickers hardness) 를 측정하였으며 그 결과는 이미 보고[11]한 바 있다. 용접부의 경도는 고장력강판의 경우는 모재강판의 약 2배 그리고 극저탄소강의

Table 1 Base sheets of tailored blanks and its effects on forming

base sheets		weld	deformation restraining force difference	tool contact
same thickness	same kind	O		
same thickness	different kind	O	O	
different thickness	same kind	O	O	O
different thickness	different kind	O	O	O

경우는 모재의 약 2.5~3배 정도이며 용접부의 폭은 대략 0.5~1.0 mm 정도임을 알 수 있었다.[11]

2.2 소재 인장시험

인장변형은 소재 성형성 분석의 기본 시험법으로 인장변형특성으로 부터 중요 한 성형특성을 추정할 수 있다. 인장시험은 모재와 용접강판으로 시편의 폭이 12.5 mm인 시편[11]을 사용하여 10 mm/min의 인장속도로 시험하였다. 시험에 사용한 시편의 기계적 특성은 Table 3 과 같으며 레이저 용접강판의 인장시험 결과는 이미 보고[11] 한 바 있다.

2.3 신장플랜지 성형성 시험

신장플랜지 성형특성은 Fig.2와 같은 공구 및 시편으로 구멍넓힘시험 (hole expansion test)을 이용하여 평가하였다. 시험속도를 5 mm/min 으로 시험하였고 시편은 펀칭 가공된 상태로 준비하여 시험하였다. 파단은 육안으로 관찰하여 두께를 관통하는 크랙이 발생한 순간에 성형을 중단하고 변형된 구멍의 직경을 측정하여 구하였다. 용접부의 영향으로 구멍이 찌그러져 늘어나는 경우에는 용접선 방향의 직경과 이와 수직인 방향 직경을 평균하여 파단 발생시 신장플랜지 변형부의 직경으로 사용하였다. 구멍의 초기직경과 파단시편의 직경이 각각 D_i, D_f 인 경우 시험조건에서의 신장플랜지 성형성 평가치인 구멍넓힘률 (hole expansion ratio) 은 (1) 식과 같이 계산된다.

$$hole\ \ expansion\ ratio(\%) = \frac{D_f - D_i}{D_i} \times 100 \qquad (1)$$

2.4 신장플랜지 성형시험의 시뮬레이션

시뮬레이션에 사용한 소프트웨어는 PAM-STAMP[12] 이며 Fig.2의 구멍넓힘시험방법과 동일하게 Fig.3과 같이 모델링하였다. 시뮬레이션에는 Fig.3의 (a)와 같이 구

Table 2 Specimens used for laser welding and their chemical components

Grade	t	Chemical Composition (wt%)					C_{eq}*
	(mm)	C	Si	Mn	P	S	(wt%)
CQ	0.75	0.003	0.01	0.08	0.014	0.013	0.017
	1.00	0.003	0	0.10	0.014	0.012	0.020
	1.20	0.002	0	0.07	0.015	0.009	0.014
	1.60	0.004	0	0.05	0.012	0.011	0.012
CHSP35E	0.71	0.004	0.01	0.65	0.042	0.006	0.113
CHSP40R	1.01	0.047	0.01	0.51	0.082	0.013	0.132
CHSP60C	1.20	0.084	0.46	1.50	0.018	0.008	0.353

*) Ceq(wt%) = C + Si/24 + Mn/6

Table 3 Averaged mechanical properties and hole expansion ratios of sheets

specimen	YS (kgf/mm^2)	TS (kgf/mm^2)	El (%)	$r_{15\%}$	$n_{10\text{-}20\%}$	fitting curve $\sigma(kgf/mm^2) = K(\varepsilon_0+\varepsilon_0)^n$			hole expansion ratio (%)
						K	ε_0	n	
CQ 0.75t	17.1	30.3	44.3	1.68	0.234	56.52	0.00928	0.2683	109.9
CQ 1.00t	19.8	31.7	40.2	1.40	0.211	56.98	0.01112	0.2437	105.7
CQ 1.20t	18.7	29.8	44.2	1.60	0.222	54.90	0.01571	0.2640	121.4
CQ 1.60t	17.9	29.3	47.5	1.34	0.226	54.57	0.01339	0.2682	125.1
CHSP35E 0.7t	22.9	36.6	38.3	1.75	0.219	66.85	0.01317	0.2549	92.2
CHSP40R 1.0t	33.1	43.1	30.1	1.03	0.172	74.63	0.01663	0.2176	76.4
CHSP60C 1.2t	45.7	57.8	23.9	0.97	0.167	103.59	0.02196	0.2312	34.3

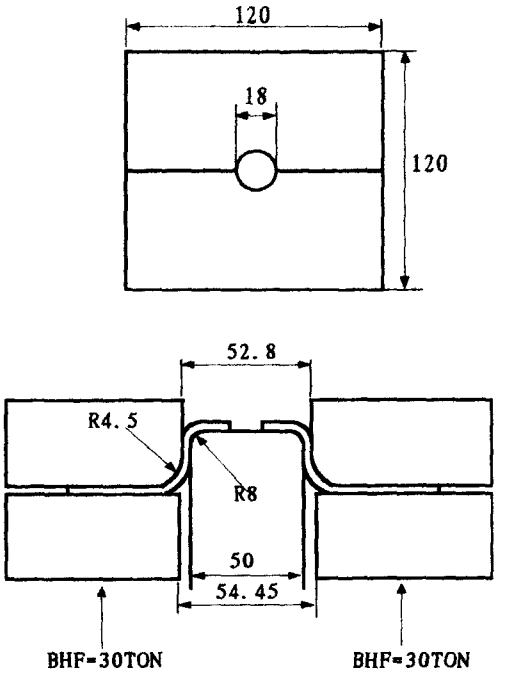


Fig. 2 Hole expansion test specimen and tooling

멍의 주위를 0.71 mm 간격으로 요소를 나눈 경우를 일반적으로 사용하였으며 동일두께 용접강판 (CQ(1.0t)-CQ(1.0t))의 경우는 (b)와 같이 구멍주위를 0.24 mm 간격으로 조밀하게 요소를 나눈 경우도 해석하여 그 영향을 검토하였다.

시편의 인장변형 특성은 (2) 식과 같으며 소성이방성계수는 2.17을 사용하였다. 그리고 소재의 두께는 1.0 mm와 0.75 mm, 1.6 mm와 0.75 mm, 1.0 mm 와 1.0 mm 그리고 1.0 mm 두께의 단일강판 등 4가지 종류로 하였다.

$$\sigma(kgf/mm^2) = 54.5 \times (0.00436 + \varepsilon_p)^{0.263} \qquad (2)$$

용접부의 폭은 0.6 mm 로 두께는 용접부 양측 모재의 평균값으로 모델링하였다. 기계적 특성은 극저탄소강 모재부와 용접부의 경도비를 고려하여 모재의 강도계수를 2.8 배한 (3) 식을 사용하였다. 그리고 1.0 mm와 0.75 mm 소재를 용접한 블랭크에 대해서는 용접부 인장변형 특성의 차이는 고려하지 않고 시뮬레이션하여 그 결과를 용접부의 기계적 특성차이를 고려한 경우와 비교하였다.

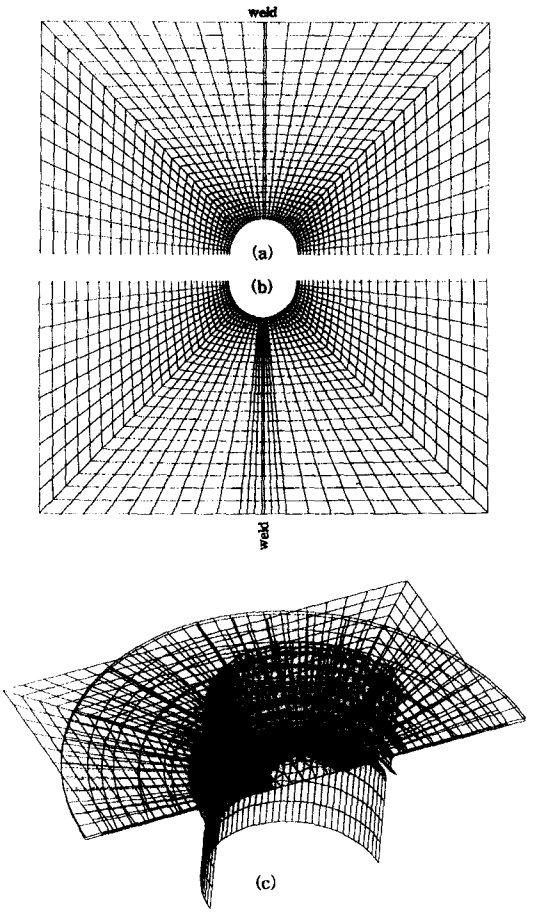


Fig. 3 Modelling of hole expansion test. Weld width is 0.6mm. (a) finite elements of sheet with 0.71mm length element edge at hole. (b) finite elements of sheet with 0.24mm length element edge at hole near weld. (c) sheet and tools

$$\sigma(kgf/mm^2) = 153 \times (0.00436 + \varepsilon_p)^{0.263} \qquad (3)$$

시뮬레이션에서 사용한 가공속도는 10 m/s 이며 펀치와 소재간의 마찰조건은 신장플랜지부가 펀치 상부에서 슬립이 발생하는 변형이 주요한 변형모드이므로 Coulomb 마찰계수 0.15를 사용하였다.[13]

변형해석후의 변형난이도 해석을 위하여 사용한 성형한계도는 극저탄소강 냉연강판의 경우 평면변형 성형한계가 45% 정도이므로[14]이 값을 사용하였으며 성형한계도의 모양은 Hecker[15]의 실험결과를 이용하였다. 그리고 성형한계도는 파단한계와 10%의 경계영역 (marginal region) 으로 표시하였다. 평면변형 성형한계와 성형한계

도 모양을 진변형률로 환산하여 나타내고 여기에 시뮬레이션으로 구한 변형률 상태를 표시하여 변형난이도(forming severity) 분석을 하였다.

3. 시험결과 및 고찰

3.1 신장플랜지 성형시험

단일 강판의 구멍넓힘률 (hole expansion ratio)은 Table 3과 같다. Table 3에서 동일한 강종의 경우에도 펀칭부의 엣지 조건, 기계적특성, 소재두께등의 영향으로 105%에서 125%까지 데이타가 분포함을 알 수 있다. 그리고 단일강판의 구멍널힘률과 인장 연신율을 비교하여 Fig.4에 나타내었다. 연신율과 신장플랜지 성형성은 상관이 매우 좋은 비례 관계에 있음이 잘 나타나고 있다. 이는 신장플랜지 변형이 인장시편의 변형과 변형모드가 동일하여 두 값이 좋은 상관관계를 가지는 때문이다.

테일러드 블랭크의 구멍넓힘률은 Table 4에 정리하였다.

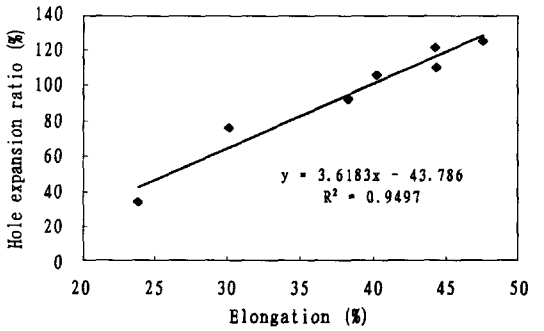


Fig. 4 Relation between hole expansion ratio and elongation

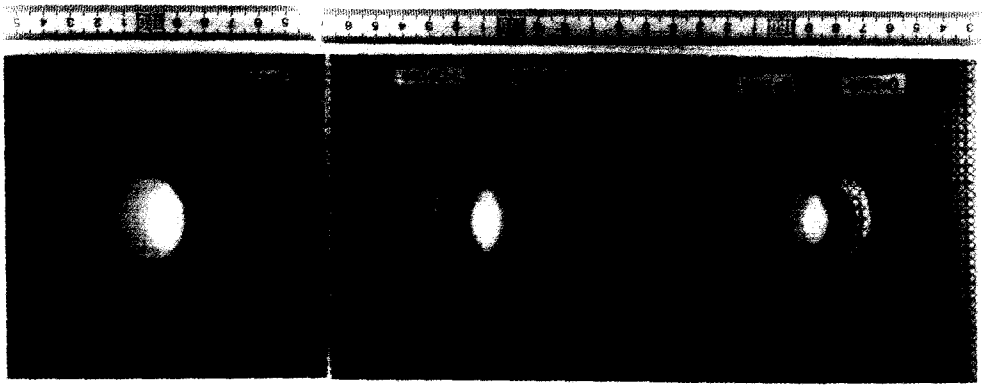
소재조합에 따라서 성형성에 차이가 많음을 알 수 있다. Fig.5는 CQ(1.0t), CQ(1.0t)-CQ(1.0t) 그리고 CQ(1.0t)-CHSP40R(1.0t) 시편으로 시험한 구멍넓힘 시험 시편들이다. 이들 세가지 시편의 형상을 비교하면 테일러드 블랭크의 신장플랜지 성형성의 특징을 어느정도 추정할 수 있다. 용접부가 존재하면 용접부의 변형을 보상하기 위해 용접부 인접 모재에 변형이 집중된다. 그리고 용접선 양쪽 시편의 변형저항 (강도) 이 동일한 경우에는 용접부 주위를 제외하고는 전체적으로 고른 변형분포를 나타내며, 용접부 부근에서는 용접부의 변형저항이 모재에 비하여 크므로 플랜지 변형이 늦어지며 이 때문에 용접부에 인접한 모재에서 파단이 발생한다. 그리고 용접부 양측에 변형저항차가 있는 경우에는 약한 쪽의 용접부 주위에 변형이 집중되어 파단이 발생하는 현상을 알 수 있다. Fig.6에는 용접부 양측의 두께차에 따른 성형성의 차이를 나타내도록 시편을 준비하였다. 용접부 양측의 변형저항 (두께) 차이가 커질수록 용접부 주위에서 변형저항이 작은 쪽에 변형이 집중하고 이 때문에 용접선의 이동이 심해지는 현상이 나타나며 따라서 시험편의 신장플랜지 성형성이 나빠지는 것을 알 수 있다.

Fig.7과 Fig.8은 원판과 CQ-CQ 및 CQ-CHSP35E 테일러드 블랭크인 경우의 CQ 소재 두께에 따른 구멍넓힘률의 변화를 정리한 것이다. 원판에 비하여 그리고 용접선 양측 소재의 변형저항 차가 커질수록 성형성의 저하가 심하며 변형저항 차이가 2배정도 나는 경우에는 원판의 20% 에도 미치지 못함을 알 수 있다.

Fig.9는 CQ-CQ 시편의 구멍넓힘 시험후 시험편 구멍 주위의 변형률 분포를 나타낸다. 변형저항의 차가 작은 테일러드 블랭크일수록 전체적인 시험편 신장플랜지부 변형

Table 4 Hole expansion ratio of tailored blanks

Combined sheets		Hole expansion ratio (%)	crack occurred sheet
CQ 0.75mm	CHSP35E 0.7mm	76.5	CQ 0.75t
CQ 1.00mm		38.7	CHSP35E 0.7t
CQ 1.20mm		23.0	CHSP35E 0.7t
CQ 1.60mm		13.5	CHSP35E 0.7t
CQ 1.00mm	CQ 0.75mm	38.3	CQ 0.75t
CQ 1.20mm		26.1	CQ 0.75t
CQ 1.60mm		18.9	CQ 0.75t
CQ 1.0mm	CQ 1.0mm	92.4	CQ 1.0t
CQ 1.0mm	CHSP40R 1.0mm	39.6	CQ 1.0t



(a) CQ(1.0t) (b) CQ(1.0t)-CQ(1.0t) (c) CQ(1.0t)-CHSP40R(1.0t).

Fig. 5 Hole epansion test specimens of single sheet and tailored blanks made by the same thickness sheets

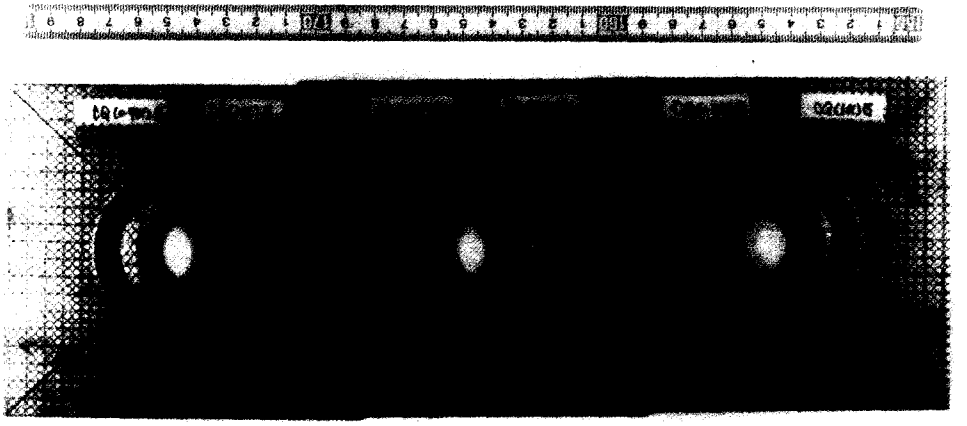


Fig. 6 Hole expansion test specimens at three thickness ratio conditions

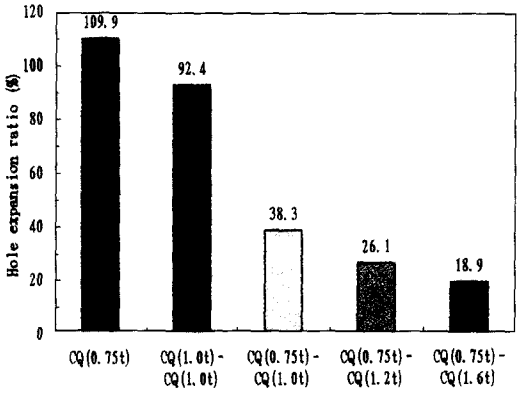


Fig. 7 Effects of the thickness difference on the hole expansion ratio of CQ-CQ tailored blanks

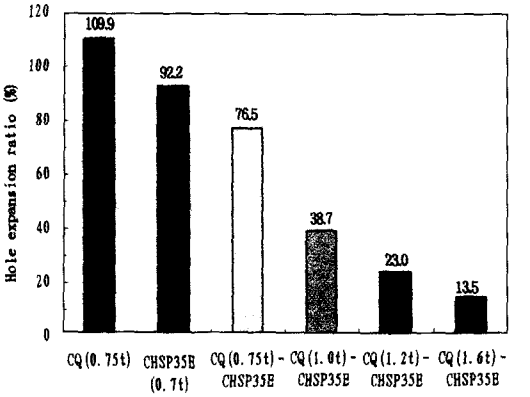


Fig. 8 Effects of the thickness difference on the hole expansion ratio of CQ-CHSP35E(0.7t) tailored blanks

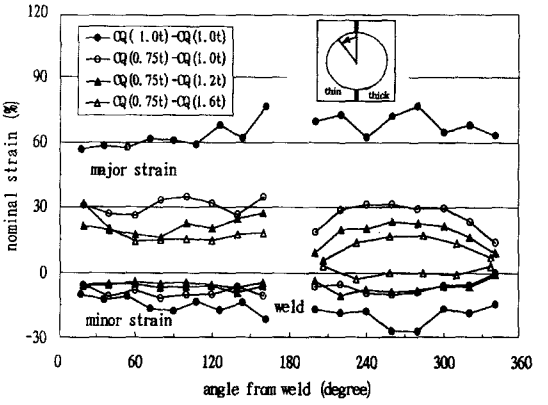


Fig. 9 Strain distribution at the hole edge for CQ-CQ tailored blanks

이 큰 것을 알 수 있다. 비드부에서는 변형저항이 작은 쪽과 큰 쪽의 변형률 차이가 커지나 비드부에서 떨어진 위치에서는 용접부 양쪽 소재에서 거의 같은 변형정도를 나타내고 있다. 이는 비드부에서는 약한쪽에 변형이 집중되며 용접선이 이동하여 양측의 변형률 차이가 커지나 비드부에서 떨어진 곳에서는 변형의 구속과 마찰의 영향에 의하여 비드부와는 독립적으로 변형하기 때문으로 생각된다. 용접부 양측의 변형저항차가 커질수록 비드부에 인접한 양쪽 모재간의 변형률 차이가 커지고 강도가 약한 쪽에서 성형한계에 도달하는 것을 알 수 있다.

3.2 신장플랜지 성형시험 시뮬레이션

Fig.10는 0.75 mm와 1.0 mm 두께의 시편으로 11mm 성형높이까지 성형 시뮬레이션하여 구한 시편의 형상과 구멍넓힘시험 시편인데 두개의 변형 형상이 동일한 것을 알 수 있다. Fig.11의 (a)는 구멍넓힘률 (hole expansion ratio)이 40%인 10mm 성형높이에서의 변형집중부 변형을 성형한계도에 나타낸 것이며 , (b)는 구멍넓힘률이 44%인 11 mm 성형높이에서의 용접부 주위 변형집중부 변형상태이고 (c)는 11 mm 성형시 변형된 형상과 변형 분포이다. 변형은 용접선에 인접한 변형저항이 작은 시편에 집중하는 것으로 나타났다. 그리고 용접부의 변형저항이 크기때문에 용접선에 가장 인접한 부분에서는 변형경로가 달라져서 성형한계에 용이하게 도달할 수 있는 변형상태가 됨을 알 수 있다. 변형경로가 달라지는 까닭은 용접부의 변형저항이 모재에 비하여 커서 플랜지 변형량이 모재보다 작으므로 용접부에 접한 모재에서는 용접부와 모재를 어어주는 형태의 변형을 하게되어 부변형률이 작은 상태에서 변형이 집중되기 때문이다. Fig.11의 (b)에서 파단발생부의 변형은 주(major) 및 부변형률 (minor strain) 이 0.7 과 -0.3, 용접부에서는 0.07과 -0.06, 그리고 파단부에 인접한 모재의 엣지부는 0.62와 -0.4로 용접부에 연결된 파단발생부 모재의 변형경로가 달라지며 주변형이 증가하는 현상을 알 수 있다. Fig.11의 (a)에서 알 수 있듯이 10 mm 성형 높이 (구멍넓힘률 40%)에서는 성형한계도로 판단하면 아직 파단발생 조건이 아니며, 11 mm 성형 높이에서는 (b)에서와 같이 시편의 가장자리(edge) 조건을 무시하더라도 성형한계도의 파단조건에 위치하며 이때의 구멍넓힘률은 44%이다. 그러나 실험에서 구한 CQ(0.75t)-CQ(1.0t) 시편의 구멍넓힘률은 38%이다. 이러한 예측치와 실험값의 차이는 시뮬레이션에서는 펀칭에 의한 시편의 가장자리 가공경화 및 미소균열 조건, 유한요소의 크기에 따른 효과 등이 정확히 반영되지 않았기 때문에 생긴 것으로 짐작된다.

Fig.12는 용접부의 기계적 특성을 따로 반영하지 않은 경우에 11 mm 성형높이로 성형한 경우의 계산 변형률 분포이다. Fig.11과는 달리 용접부에서는 양측모재의 중간정도 플랜지 변형을 하고 있으며, 두께 차이에 따른 플랜지 변형의 양이 다름에 따라서 변형이 집중되는 부분의 변형경로가 두께가 얇은 쪽 모재에 비하여 약간 달라지는 현상이 관찰된다. 그러나 파단발생 조건에는 도달하지 않았다. 즉, 용접부의 특성을 반영하지 않으면 신장플랜지 모드 변형해석은 정확히 수행될 수 없음을 알 수 있다.

Fig.13은 1.6 mm와 0.7mm 두께의 소재로 구멍넓힘 시험을 시뮬레이션한 결과를 나타내었다. 드로잉 높이는 8 mm 이며 성형한계도에서 파단발생 조건에 변형이 도달하였음을 알 수 있다. 그리고 이 경우의 구멍넓힘률은 20% 인데, 이 값은 실험에서 얻은 CQ(1.6t)-CQ(0.75t) 의 구멍넓힘률은 19% (Table 4 참조)와 잘 일치하고 있다. Fig.14는 용접부를 포함한 1.0 mm와 1.0 mm 두께의 용접강판에 대한 신장플랜지 성형시험 시뮬레이션 결과이다. 드로잉 깊이는 17 mm이며 구멍넓힘률은 108% 이다. Fig.5 에서와 같이 실제 파단발생 위치는 용접부에 인접한 모재부이지만 성형한계도로 판단하면 용접부에서 떨어진 모재부에 발생하는 것으로 평가된다. Fig.5의 시험편 사진에서 용접부에서 인접한 엣지부에서 매우 급격한 신장플랜지 변형의 구배가 나타남을 알 수 있다. 그러나 Fig.14에서는 용접부에 인접한 모재부 요소 (element)에서 일정한 구배의 플랜지 변형량 차이가 나타난다. 이러한 실험과 시뮬레이션 결과의 차이는 요

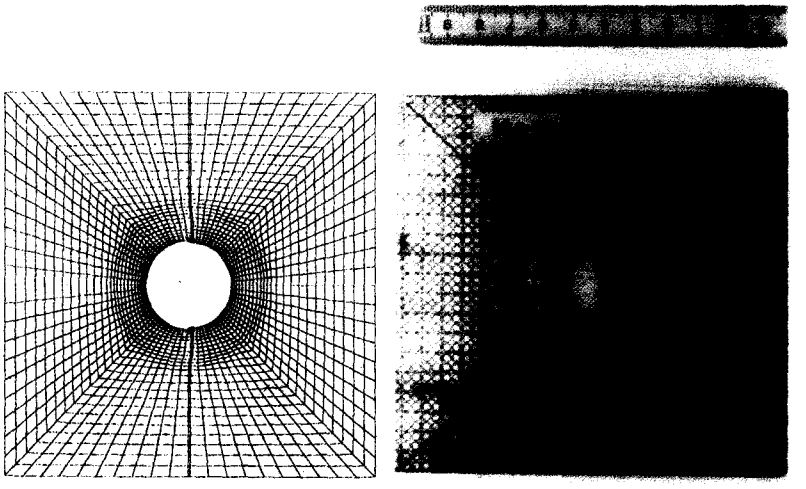
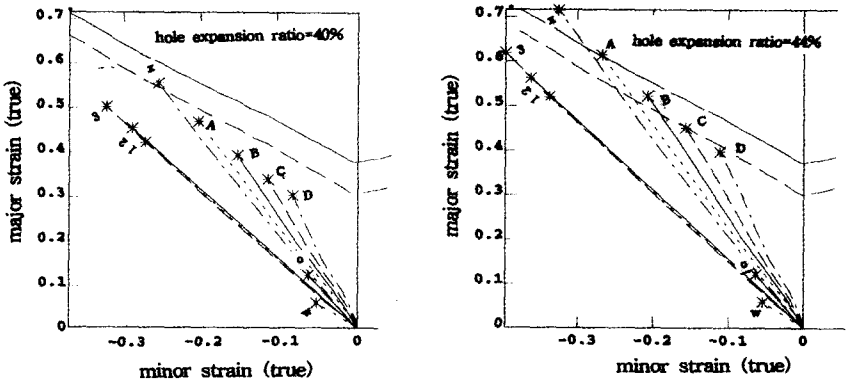


Fig. 10 Simulated (at punch height=11mm) and experimentally obtained specimen shapes



(a) strain state at 10mm drawn height. (b) strain state at 11mm drawn height.

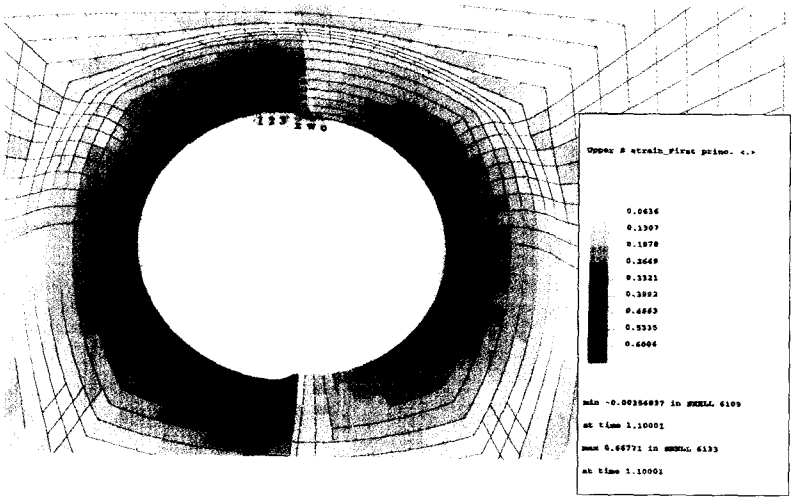


Fig. 11 Strain state and deformed shape of hole expansion test with 0.75mm-1.0mm thickness tailored blank

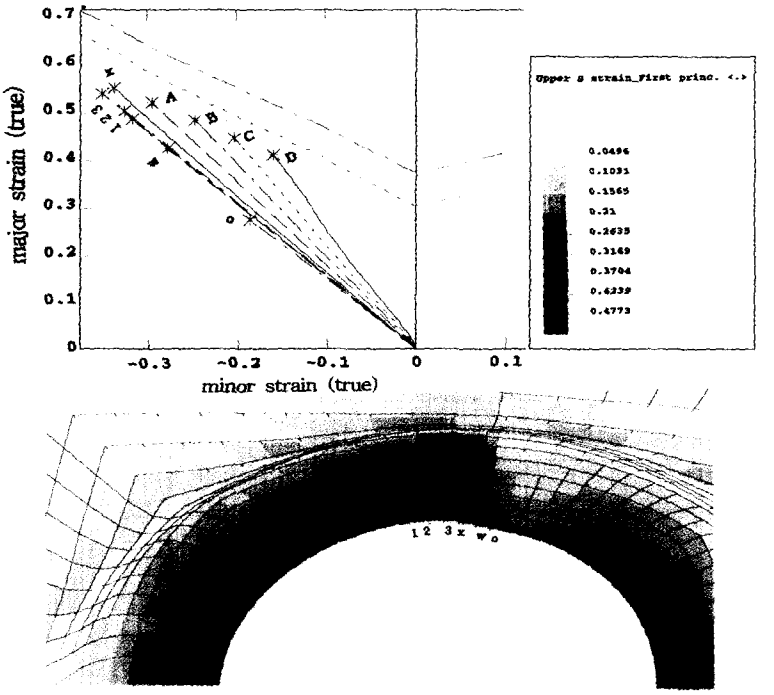


Fig. 12 Strain distribution and forming severity at 11mm punch height of hole expansion test with 0.75mm-1.0mm thickness tailored blank. Material property of welded part is not considered

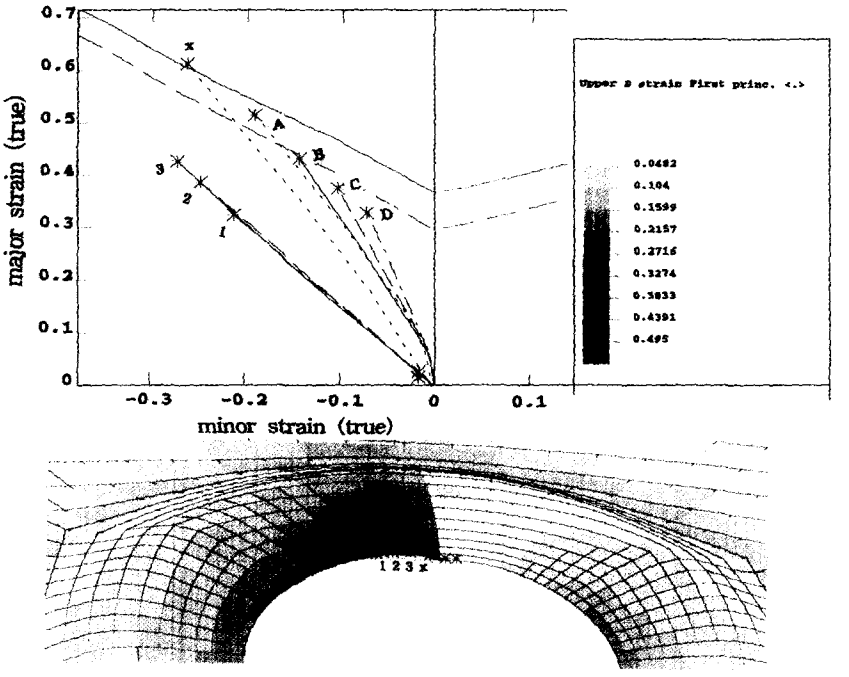


Fig. 13 Strain distribution and forming severity at 8mm punch height (20% hole expansion ratio) of hole expansion test with 0.75mm-1.6mm thickness tailored blank

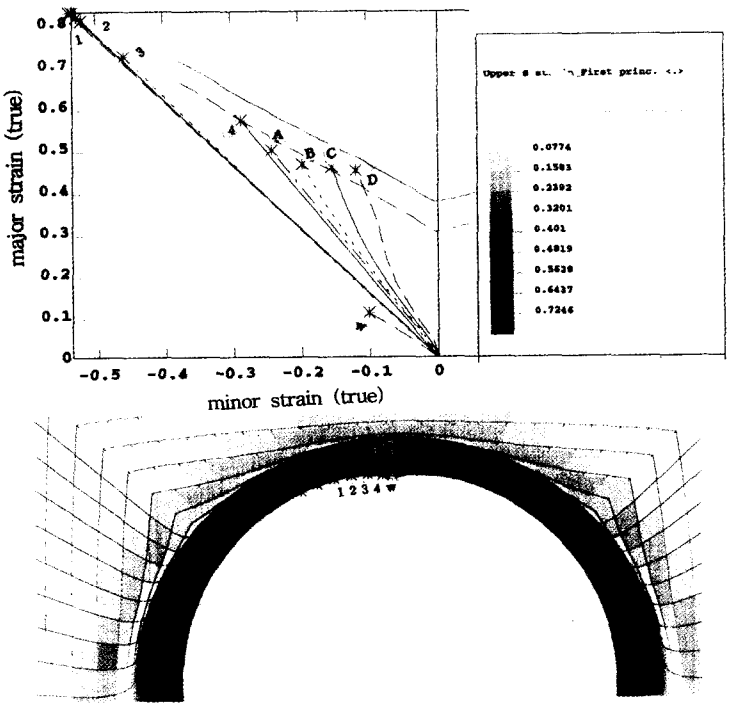


Fig. 14 Strain distribution and forming severity at 17mm punch height (108% hole expansion ratio) of hole expansion test with 1.0mm-1.0mm thickness tailored blank

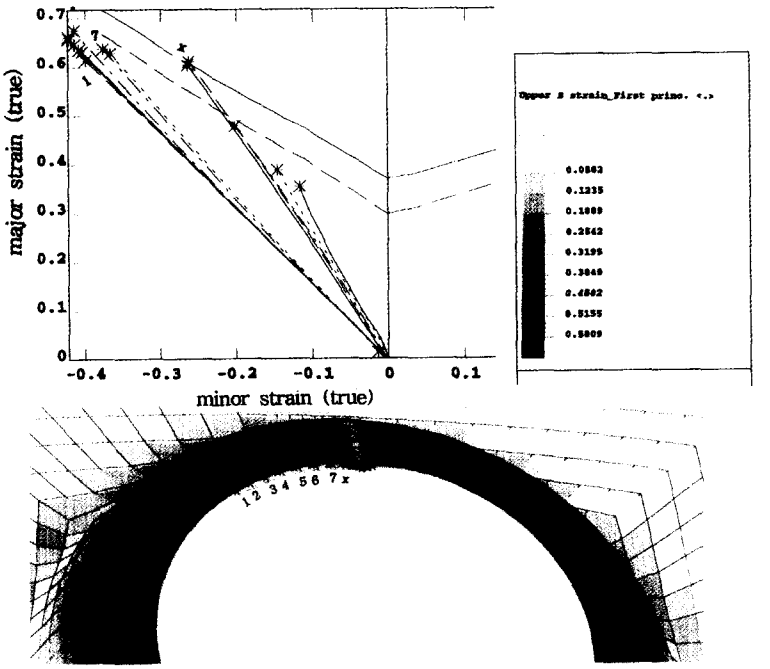


Fig. 15 Strain distribution and forming severity at 14mm punch height (88% hole expansion ratio) of hole expansion test with 1.0mm-1.0mm thickness tailored blank. Dense mesh near weld was used

소분할에 따른 것이어서, 용접부에 인접한 요소를 조밀하게 구성하면 용접부 인접 위치에서 파단 발생조건이 예측될 수 있을 것으로 생각된다.

Fig.15는 용접부 인접 한 요소의 엣지부를 3배로 조밀하게 나눈 경우 (Fig.3 참조) 에 얻어지는 변형분포 계산결과이다. Fig.15 에서 알 수 있듯이 의 'x' 로 표시된 용접부 인접 요소에서 파단발생 조건에 도달함을 알 수 있는데 이는 용접부 근처의 변형구배가 너무심해 요소의 크기를 충분히 작게해주지 않으면 성형성 예측에 오류를 범할 수 있는 것을 말해주고 있다.

Fig.16는 단일강판의 신장플랜지 성형시험을 시뮬레이션한 경우이다. 드로잉 높이는 18 mm 이며 구멍넓힘률은 131% 이다. 구멍 가장자리의 변형이 가장크게 나타남을 알 수 있으며 구멍의 어느 위치에서나 균일한 변형정도를 보여주고 있다. Table 3과 같이 펀칭 구멍으로 실험한 실험값이 105~125% 까지 나오므로 엣지부의 가공경화와 미세크랙의 영향이 없다면 131% 정도의 신장플랜지 성형이 가능할 것으로 생각된다.

3.3 두께와 강도차이를 고려한 테일러드 블랭크의 신장플랜지 성형특성

Fig.17은 Table 4의 CQ-CQ 와 CQ-CHSP35E(0.7t) 테일러드 블랭크의 신장플랜지 시험 결과를 용접선 양측 소재간의 변형저항비 (강도비, TS×t)와 실험에서 얻어진 신장플랜지 성형성과의 관계를 종합적으로 정리한 것이다. Fig.17의 결과에 의하면 테일러드 블랭크의 신장플랜지 성형시험에서 파단은 변형저항이 작은 소재에서 발생하며, 용접부 양측 소재의 변형저항비가 신장플랜지 성형성에 중요한 요인임을 나타낸다. 그리고 CQ 소재에서 파단이 발생한 경우와 고장력 강판 (CHSP35E) 에서 파단이 발생한 경우를 비교하면 파단발생 소재의 신장플랜지 성형성도 중요한 인자임을 알 수 있다.

3.2 절에서 분석한 바와 같이 신장플랜지 성형에서 파단발생은 변형저항이 작은 소재에서 발생하며 이는 용접부에 인접한 모재에서는 용접부의 변형저항이 큰 특성으로 인하여 다른 부분과 변형경로가 균일재의 신장플랜지 변형에서와 달라져 파단이 용이하게 발생할 수 있으며 이러한 현상은 용접부 양측의 변형저항차가 커질수록 그 발

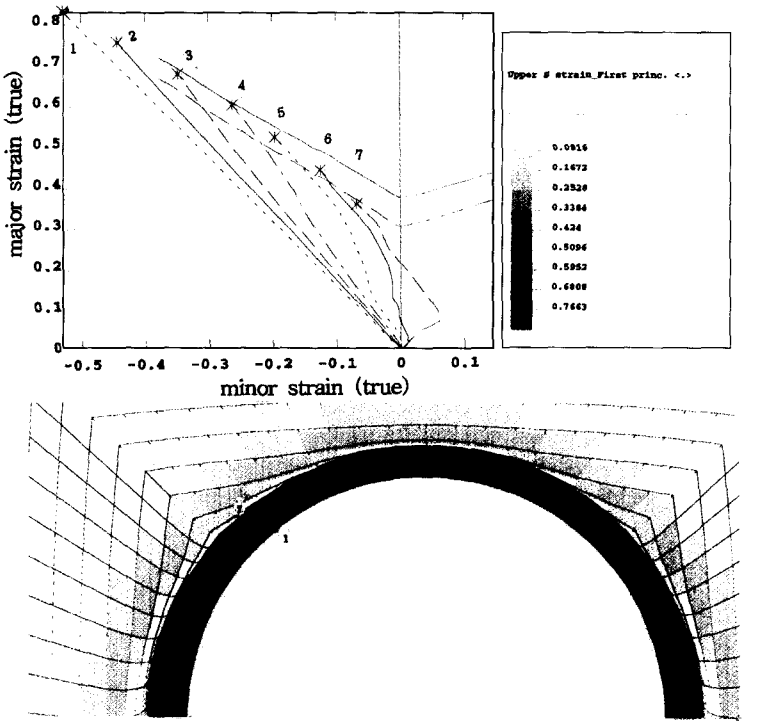


Fig. 16 Strain distribution and forming severity at 18mm punch height (131% hole expansion ratio) of hole expansion test with 1.0 mm thickness single blank

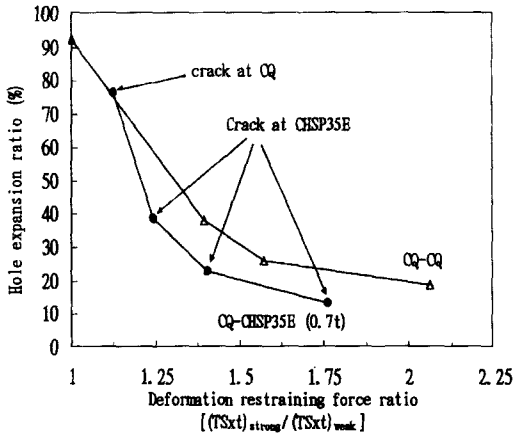


Fig. 17 Effects of the deformation restraining force ratio of tailored blank on the hole expansion ratio. The formability of governing sheet (weaker sheet) is important for increasing the hole expansion ratio

생 정도가 심하였다. 따라서 용접부에서 떨어진 부분에서는 변형이 크지 않는 데도 용접부 인접 모재에서는 파단이 발생하였다. 이러한 신장플랜지 성형 시험에서 변형저항이 작은 부분에서 발생하는 파단은 용접부 수직방향 인장시험의 경우[11] 와는 달리 용접부 인접 모재에서 발생하는 현상으로 용접부 양쪽 모재의 변형처항 차이에 용접부와 모재부의 변형저항 차이의 영향이 더해져서 발생한다. 따라서 테일러드 블랭크의 신장플랜지 성형성은 단일 강판에 비하여 매우 불리하게 되며, 용접부 수직방향 인장에서의 연신율과 변형저항비와의 관계[11]에 비하여 Fig.17의 신장플랜지 성형성과 변형저항비의 관계에서 성형성의 저하가 더욱 급격하게 나타난다. 그리고 시뮬레이션에서 용접부의 기계적특성을 반영하더라도 용접부 양측 소재의 변형저항 차이가 작아지는 경우에는 용접선이 강한 모재 쪽으로 이동하는 크기가 작거나 거의 없어져서 변형저항이 작은 쪽의 용접부 인접한 모재에 변형 집중이 심화된다. 이러한 까닭으로해서 Fig.5 의 (a)와 같은 요소 구성에서는 CQ(1.6t)-CQ(0.75t) 강판은 실험값과 비교하여 시뮬레이션 예측이 정확히 되었으나 CQ(1.0t)-CQ(0.75t)에서는 6% 정도의 차이가 나타났으며 CQ(1.0t)-CQ(1.0t)의 경우에는 예측이 되지 않았다. 따라서 용접부 양측 모재의 변형저항 차이가 작을 수록 용접부 인접 요소를 세분화하여 해석하여야 정확한 성형한계 예측이 가능하다.

4. 결 론

두께 및 강도가 서로 다른 강판으로 제작한 레이저 용접 테일러드 블랭크의 구멍넓힘 시험과 시뮬레이션을 수행하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 신장플랜지 성형성은 용접선 양측 소재간의 변형저항 비가 커질수록 나빠지며 변형저항비가 2배 정도로 커지면 모재의 20% 이하로 작아진다.

(2) 테일러드 블랭크의 신장플랜지 성형성은 파단 발생부 소재의 신장플랜지 성형성 (또는 연신율) 이 우수할수록 좋아진다.

(3) 신장플랜지 변형에서의 파단발생 현상은 용접부 주변에서의 용접선 양측 변형저항 차이에 따른 변형의 집중(용접선의 이동) 현상에 더하여 모재와 용접부 및 용접부 양측 모재간의 변형저항 차이에 의한 플랜지 변형의 양이 다름에 따라서 생기는 변형집중과 변형경로의 변화에 의하여 발생하는 현상이었다.

(4) 테일러드 블랭크의 신장플랜지 모드 성형해석에서는 용접부의 재질특성을 반영하는 경우에 정확한 해석이 가능하였다.

(5) 용접부 양측 모재의 변형저항 차이가 작을수록 용접선의 이동이 작아지는 관계로 용접부 인접 모재에서의 변형이 집중하고 구배가 심해져, 용접부 인접 요소를 조밀하게 구성하여야 용접부 주위 변형집중현상을 보다 정확히 해석할 수 있었다.

참고문헌

(1) 夏見文章,1996, "テ-ラ-ト"フ"ラソクの魅力",フoレス技術, Vol.34, No.8, pp.19~25.

(2) W.Prange, 1997, "Tailored Blanks - Production Procedures and the Behavior of the Welded Parts",ULSAB Seminar (Seoul Motor Show ′97).

(3) W.Prange, C.Schneider, 1992, "A New Material for New Ways of Design", SAE 920429.

(4) 夏見文章, 小原昌弘,1997, "テ-ラ-ト"フ"ラソクのフ°レス成形", Journal of the JSTP, Vol.38, No.432, pp.45~51.

(5) M.F.Shi,K.M.Pickett and K.K.Bhatt, 1993, "Formability Issues in the Applications of Tailor Welded Blank Sheets", SAE930278.

(6) K.Azuma, K.Ikemoto, K.Arima, H.Sugiura and T.Takasago, 1990, "Press formability of Laser Welded Blanks", Sheet Metal in Forming Process (16th Biennial Congress IDDRG), pp.305~311.

(7) 臼田松男, 橋本浩二, 1996, "テ-ラ-ト"フ"ラソク の成形性", フ°レス技術, Vol.34, No.8, pp.26~29.

(8) Y.Yamasaki, M.Yoshida, M.Kabasawa and M.Ono, 1996, "Effect of chemical composition, mechanical properties and thickness of base steels on formability of laser welded blanks", Sheet Metal in Forming Process (19th Biennial Congress IDDRG), pp.357~366.

(9) A.P.Lee, E.Feltham and J.V.Deventer, 1996, "Tailor Welded Blank Technology for Automotive Applications", SAE 960817.

(10) 김형목,허영무,양대호,서대교, 1997, "매쉬-심 용접 판재의 성형한계", 한국소성가공학회 '97 추계학술대회 논문집, pp.222~225.

(11) 박기철, 한수식, 김광선, 권오준, 1998, "레이저 용접 테일러드 블랭크의 기본 성형특성 I : 인장변형 특성", 한국소성가공학회 논문집, Vol.7, No.1, PP.23~35.

(12) PAM System International, 1996, PAM-STAMP Version 1996 User's Manual.

(13) 박기철, 한수식, 1996, "삼차원 프레스가공 시뮬레이션 기술을 활용한 수요가 가공공정 분석과 최적재질 선정", 자동차 부품 제작기술의 진보 (이동녕, 양동열, 김용환 편), 한국소성가공학회, pp.111~131.

(14) 최원집 등, 1994, 성형한계도 manual, RIST 가공연구실.

(15) W.Hosford and R.M.Caddell, 1993, Metal Forming, Prentice Hall Internation Editions, p.316.