



저작자표시-비영리-변경금지 2.0 대한민국

이용자는 아래의 조건을 따르는 경우에 한하여 자유롭게

- 이 저작물을 복제, 배포, 전송, 전시, 공연 및 방송할 수 있습니다.

다음과 같은 조건을 따라야 합니다:



저작자표시. 귀하는 원저작자를 표시하여야 합니다.



비영리. 귀하는 이 저작물을 영리 목적으로 이용할 수 없습니다.



변경금지. 귀하는 이 저작물을 개작, 변형 또는 가공할 수 없습니다.

- 귀하는, 이 저작물의 재이용이나 배포의 경우, 이 저작물에 적용된 이용허락조건을 명확하게 나타내어야 합니다.
- 저작권자로부터 별도의 허가를 받으면 이러한 조건들은 적용되지 않습니다.

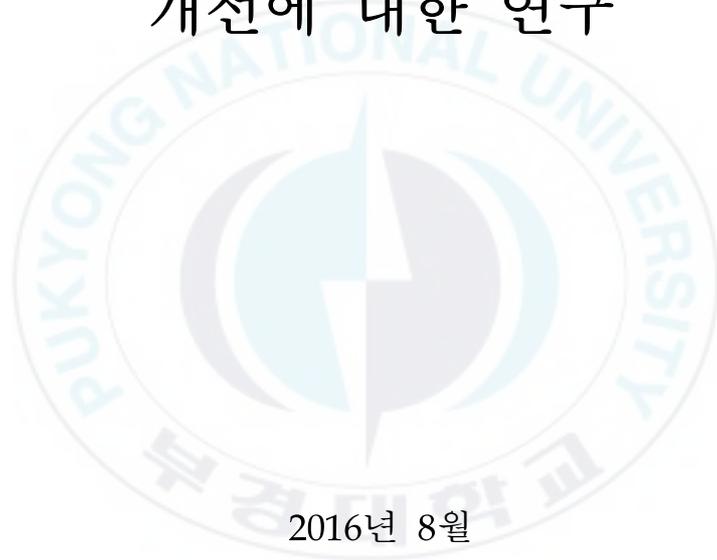
저작권법에 따른 이용자의 권리는 위의 내용에 의하여 영향을 받지 않습니다.

이것은 [이용허락규약\(Legal Code\)](#)을 이해하기 쉽게 요약한 것입니다.

[Disclaimer](#)

공학석사학위논문

초 고강도강의 너트 프로젝션 용접에서
품질 향상을 위한 너트 형상
개선에 대한 연구



2016년 8월

부경대학교 대학원

기계공학과

이선영

공학석사 학위논문

초 고강도강의 너트 프로젝션 용접에서
품질 향상을 위한 너트 형상
개선에 대한 연구

지도교수 박영환

이 논문을 공학석사 학위논문으로 제출함.

2016년 8월

부경대학교 대학원

기계공학과

이선영

이 논문을 이선영의 공학석사
학위논문으로 인준함.

2016년 08월 26일



주	심	공학박사	강 대 민	(인)
위	원	공학박사	곽 재 섭	(인)
위	원	공학박사	박 영 환	(인)

목 차

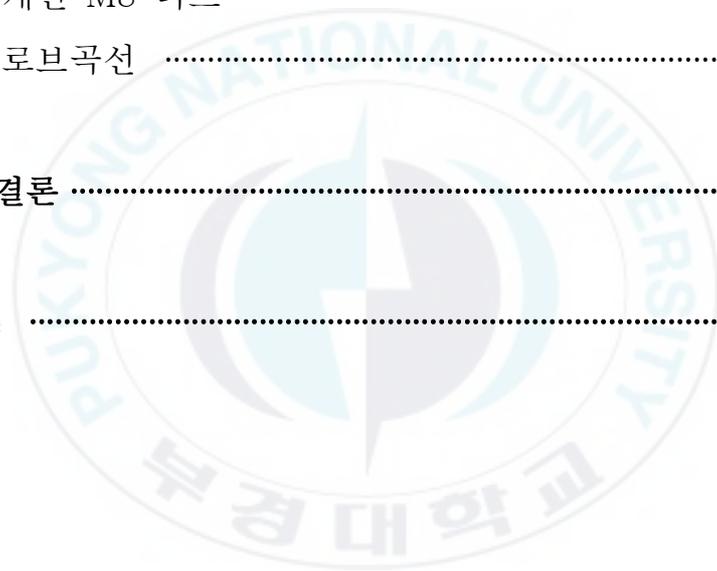
List of tables

List of figures

Abstract

제 1 장 서 론	1
1.1 연구 배경 및 목적	1
1.2 연구 현황	3
1.3 연구 내용	5
제 2 장 이론적 배경	6
2.1 초 고강도강	6
2.2 프로젝션 용접	9
2.2.1 발열 원리	9
2.2.2 로브곡선	11
2.3 프로젝션 용접 시뮬레이션	15
제 3 장 너트 용접 실험	17
3.1 기존 너트 종류	17
3.2 HEX_M8 용접 평가	20
3.2.1 실험장치 및 재료	20
3.2.2 로브곡선	23
제 4 장 너트 형상 설계 및 시뮬레이션	25
4.1 너트 형상 설계	25
4.1.1 용접 품질 향상 기준	25

4.1.2 설계 인자 도출	27
4.1.3 직교배열표	35
4.2 시뮬레이션 결과	37
4.2.1 형상 요인 영향력 분석	41
4.2.2 시뮬레이션으로 도출한 개선 너트 형상	50
제 5 장 개선 너트 평가	54
5.1 개선 너트 용접 실험	54
5.1.1 개선 M8 너트	54
5.1.2 로브곡선	57
제 6 장 결론	60
Reference	61



List of tables

Table 3-1 Specifications of M6 weld nuts (a~e)	18
Table 3-2 Specifications of M8 weld nut	21
Table 3-3 Chemical composition of SWCH10A (wt.%)	21
Table 3-4 Chemical composition of SABC1470 (wt.%)	22
Table 4-1 Setting conditions in SORPAS 3D	28
Table 4-2 Factors and levels for simulation	35
Table 4-3 $L_{27}(3^{13})$ tables of orthogonal arrays	36
Table 4-4 Information of designed nut volume	37
Table 4-5 Results of simulations	38
Table 4-6 Substitution square outer leg nut simulation results with relative values	51
Table 4-7 Weighting methods for simulation results	51
Table 4-8 Optimal modeling of nut	52

List of figures

Fig. 2-1 Status of development of steel	6
Fig. 2-2 Weldability lobe curve	11
Fig. 2-3 Weld strength of current	12
Fig. 2-4 Weld strength of electrode force	13
Fig. 3-1 Models of M6 weld nuts (a~e)	18
Fig. 3-2 The model of M8 weld nut	20
Fig. 3-3 Weld strength lobe curve of M8 weld nut	23
Fig. 4-1 Melted volume in SORPAS 3D	26
Fig. 4-2 Leg collapse process	26
Fig. 4-3 Models and factors of M6 weld nuts (a~c)	27
Fig. 4-4 Setting in SORPAS 3D	27
Fig. 4-5 Melted volume graphs of square nut	30
Fig. 4-6 Collapse time graphs of square nut	32
Fig. 4-7 Projection diagonal length of square nuts	33
Fig. 4-8 Melted volume graph of square inner leg nut	33
Fig. 4-9 Collapse time and melted volume graphs of square outer leg nut	34
Fig. 4-10 Main effects plot for melted volume	42
Fig. 4-11 Main effects plot for collapse time	43
Fig. 4-12 Main effects plot for leg volume	44
Fig. 4-13 The relationship between leg volume and melted volume	46
Fig. 4-14 The relationship between leg volume and collapse time	47
Fig. 4-15 Nugget formation in SORPAS 3D	49
Fig. 4-16 Nugget formation of actual welding process	49
Fig. 4-17 Result changes by improvement of design (M6 nut)	52
Fig. 5-1 Result changes by improvement of design (M8 nut)	55

Fig. 5-2 Specifications of designed M8 weld nuts 56
Fig. 5-3 Weld strength lobe curves of designed M8 weld nuts 58
Fig. 5-4 Improvement of weld strength lobe curve 59



A Study on Improvement Nut Shape for Weld Quality Enhancement of Ultra High Strength Steel

Lee, Sun Young

Department of Mechanical Engineering
Graduate School of Pukyong National University

Abstract

Currently, efforts to reduce vehicle weight have resulted in increased application of advanced high strength steels (AHSS) and ultra high strength steel (UHSS). But the data of the resistance welding process regarding UHSS is not enough.

In this study, It was tried to optimize nut design by using simulation in order to improve the welding strength. The weldability of new nut models was tested by using SORPAS 3D that is software system dedicated to resistance spot welding (RSW). And two manufactured improve nut models were experimented and compared with the previous HEX_M8 nut by drawing lobe diagram. As a result, the improve nut models that have more massive projections showed improve the welding strength.

제 1 장 서 론

1.1 연구 배경 및 목적

최근 국내 자동차업계에선 연비가 가장 중요한 화두이다. 특히 최근 업계의 수입차 판매 순위를 보면 연비효율이 높은 차종에 대한 인기를 가늠할 수 있다. 수입차 판매 상위 10개 차종의 평균 연비는 국산 경차와 비슷한 수준인 15km/L 이상이다. 이에 정부도 정책적으로 연비 기준 강화를 주문하고 있어 2020년 이후부터 국내 자동차 연비 규제 기준을 20km/L 이상으로 상향할 예정이다. 국내뿐 아니라 해외시장의 연비 기준 또한 강화되고 있는 것을 확인할 수 있다. 미국은 2025년 이후부터 23.9km/L 이상의 연비 기준을 충족해야만 자동차 판매를 허가하는 방안을 추진하고 있으며 유럽과 일본은 각각 연비 기준을 26.5km/L, 20.3km/L로 강화했다. 자동차 수출을 위해서라도 연비를 개선해야만 하는 상황이다.^[1]

연비효율을 높이기 위해 자동차의 무게를 줄이는 데 초점이 맞춰지면서 자연스레 차량 경량화를 위한 기술 혁신 또한 화두로 떠오르고 있다. 통계적으로 차량 무게를 10% 감소하면 연비는 3.8% 증가하고 가속 성능은 8% 향상된다. 이러한 결과를 얻기 위해 차량 경량화에 대한 연구가 활발히 이루어지고 있으며 강도가 증가하기 때문에 두께를 얇게 하여 무게를 줄일 수 있는 AHSS(Advanced High Strength Steel)와 UHSS(Ultra High Strength Steel)과 같은 초 고강도강을 차체에 적용시키는 연구에 몰두하고 있다.

이러한 자동차 차체의 다양한 체결 이음을 위해 자동차업계에선 볼트와 너트가 널리 사용되고 있다. 일반적으로 볼트의 경우 스티드 용접을 이용하여 차체에 부착하며 너트의 경우 프로젝션 용접을 사용하고 있다. 조립 오차를 줄이고 신뢰성 있는 제품을 생산하기 위해 너트는 차체의 정확한 위치에 높은 강도로 부착되어야한다. 너트의 부착 강도가 낮을 경우엔 타 부품

이 본체에서 떨어져 완성된 제품에 커다란 손상을 입히거나 탑승자의 안전이 위협될 수도 있다. 그렇기 때문에 너트를 차체에 신뢰성 있게 용접하는 것은 매우 중요한 사안이다.^[2]



1.2 연구 현황

차체에 초 고강도강을 적용함에 따라 너트 프로젝션 용접 또한 다양한 고강도강에 적용되어야 하며, 이러한 고강도강의 너트 프로젝션 용접은 아직까지 다양한 문제가 발생하고 있다. 차체 및 새시 부품에 사용되는 프로젝션 용접에서는 하드웨어와 강판 강도 증가에 따른 용접성 저하 및 좁은 적정 용접 조건 영역으로 인한 용접부 분리 현상이 발생하고 있다.

실제 적용되고 있는 AHSS와 UHSS 강재는 기존의 자동차 차체용 HSS 강재보다 합금성분이 높기 때문에 모재 자체의 고유저항이 비교적 높다. 상대적으로 높은 고유저항으로 모재의 자체 발열이 크기 때문에 적정 용접구간이 낮은 전류대로 이동하는 경향이 있으며, 강도가 크기 때문에 스파터(splatter) 발생을 억제하기 위하여 기존 대비 높은 가압력과 낮은 용접 전류가 요구된다.^[3]

프로젝션 용접을 비롯한 저항 용접은 다양한 공정변수가 존재하며 강재에 따른 차이가 크기 때문에 적정 용접조건을 도출하기 위하여 수많은 연구가 진행되어왔다. Dickinson^[4] 등은 동저항과 스파터 모니터링을 통해 저항점 용접 결과를 분석하였고, Adams^[5] 등은 프로젝션 용접에서 돌기 형상이 용접 품질과 용착 강도에 미치는 영향에 대하여 연구하였다. Cunningham^[6] 등은 돌기 높이가 용접 품질과 용착 강도에 미치는 영향에 대하여 연구하였다. Sun^[7] 등은 유한요소법을 적용하여 돌기 형상이 돌기 붕괴와 너겟 형성에 미치는 영향에 대하여 연구하였으며, Michaud^[8] 등은 교류(alternating current)와 직류(direct current) 전원 중 프로젝션 용접 품질 향상에는 직류 전원을 사용하는 것이 유리하다는 연구 결과를 발표하였다. 현재 적용되는 고강도강에 대한 실험으로 Kuntz^[9] 등은 AHSS 강재 중 하나인 DP780 강재에 대한 프로젝션 용접을 유한요소법을 적용한 시뮬레이션을 사용해 해석하였다. 최근 Tolf^[10] 등은 UHSS 강재에 대한 너트 프로젝션 용접의 품질과 접합

효율에 대하여 연구하였다.

이와 같이 다양한 강재에 대한 프로젝션 용접 효율을 높이기 위한 많은 연구들이 이루어졌지만 경량화를 위하여 개발된 핫스탬핑(hot stamping) 보론강과 같은 고강도강에 대한 너트 프로젝션 용접의 문제점을 해결하기 위한 연구는 아직 부족한 실정이다. 이러한 고강도강에 대한 너트 프로젝션 용접 품질이 떨어지는 원인은 너트 형성 메커니즘에 대한 이해 부족, 강재 조합에 따른 하드웨어 형상의 최적화 부족, 용접 공정 변수 제어를 위한 데이터베이스 부족 등으로 판단된다.



1.3 연구 내용

본 논문에서는 초 고강도강 중 하나인 핫스탬핑 보론강에 대한 너트 프로잭션 용접성 향상을 위하여 시뮬레이션을 통해 하드웨어 최적화를 진행하였다.

핫스탬핑 보론강에서 용접성이 떨어지는 원인으로 크게 낮은 용착강도로 인한 협소한 적정 용접 구간과 Al-Si 코팅층이 용접 시 통전을 방해하며 용융부에 잔존하여 강도를 저하시키기 때문이다. 이러한 용접성 저하를 해결하기 위해 두 가지의 개선 방안이 있다. 첫째는 용접부의 용융량을 증가시켜 용착강도를 증가시키는 방법, 둘째는 용접발 붕괴를 촉진시켜 Al-Si 도금층 제거를 앞당기는 방법을 사용하였다. 이를 위해 다양한 너트 형상을 설계하여 용접 시뮬레이션을 진행하였으며 용융 체적(melted volume), 용접발 붕괴 시간(collapse time)을 기준으로 개선품을 선정하였다.

개선 여부를 판단하기 위하여 최적화된 형상을 가공하여 용접실험을 진행하였으며 기존 품 대비 적정 용접구간의 확장과 최대 용착강도가 향상했음을 확인하였다.

제2장 이론적 배경

2.1 초 고강도강^{[11][12]}

세계적으로 자동차 산업에선 차체 경량화 및 충돌 안정성 강화를 위해 DP, CP, TRIP, Martensite강 등의 초 고강도강 또는 알루미늄 강재를 적용하고 있다.^[3] 현재 자동차 업계에서의 추세는 AHSS 강재에서 나아가 UHSS 강재를 새롭게 개발, 적용하는 것이다. UHSS 소재는 높은 강도로 차체의 두께를 줄여 그에 따른 차체 경량화를 이끌 수 있다는 장점이 있다. 덧붙여 높은 강도로 차량의 강성이 높아 편안한 주행을 도와주며 사고 발생 시 운전자를 비롯한 탑승객을 안전하게 보호할 수 있다. 아래의 Fig. 2-1은 AHSS 및 UHSS 소재 개발 현황을 보여준다. 통상적으로 DP, TRIP강과 같은 590MPa급 이상의 강재를 AHSS라고 일컫는다. 업계에선 차체의 일부분에 이러한 고강도강을 적용하고 있으며 그 사용은 더욱 많아질 것으로 예상된다.

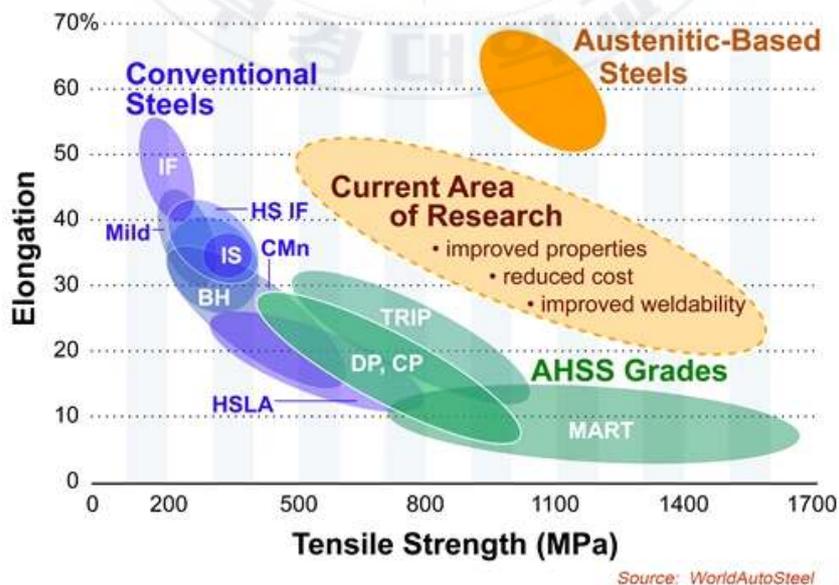


Fig. 2-1 Status of development of steel

2.1.1 핫스탬핑 보론강의 특성

통상적으로 초 고강도강이란 780MPa 이상 급의 강재를 일컫는다. 그 중 핫스탬핑 보론강의 경우 보론이 첨가된 강판을 열처리한 것을 말한다. 핫스탬핑이란 950°C의 온도로 강판을 가열한 후 프레스로 성형 시에 금형 내에서 급속 냉각시킴으로써 금속의 상을 마르텐사이트(martensite)로 변태시켜 1500MPa 이상의 강도를 얻는 공법이다.^[12] 높은 강도로 인하여 상대적으로 낮은 연신율을 가지며 그로인해 복잡한 형상에 대한 성형성이 떨어지고 프레스 가공 시 금형에 가해지는 하중이 높아져 금형 자체의 수명이 짧다.^[11]

이러한 핫스탬핑 공정을 통하여 얻은 차체용 강판을 조립할 때 보통 작업 환경 및 접합 강도가 뛰어난 저항 용접을 적용하고 있다. 도장성 및 내식성을 위해 사용하는 용융아연도금강판의 경우 저항 용접 시 코팅층의 용융에 의한 영향을 별도로 고려해야만 하며 너겟 생성 매커니즘이 용접 조건에 민감하다고 연구되어진 바 있다.^[13]

핫스탬핑 보론강은 이송 및 가열 시의 산소와 반응하여 생성되는 스케일(Scale)을 억제하기 위해 약 30 μ m의 Al-Si 코팅처리를 하고 있다. 이러한 Al-Si 코팅층은 핫스탬핑 공정에서의 가열 시간에 따라 모재 성분 Fe와 반응하여 Fe-Al-Si로 이루어진 금속간 화합물을 생성하며 용접 시 용융부에 남겨져 접합 강도를 떨어뜨리는 불순물로 간주된다.^[13]

Al-Si 코팅된 핫스탬핑 보론 강판의 경우, 초기 접촉저항이 낮고 합금화층의 용융온도가 높아 용접 시 전류밀도를 감소시키고 접촉면적을 개선시키는 역할을 수행하기 때문에 용접 시에 이에 따른 높은 전류를 사용하여 스파터가 빠르게 발생한다는 특성이 있다. 이러한 Al-Si 코팅층은 약 900°C에서 기화되어 제거되는 아연 도금층과 달리 통전 시 합금화층의 상태로 잔존하여 전류의 통전을 방해하는 요소로 간주되고 있다.

용접 시 Al-Si 코팅층을 제거하는 것은 핫스탬핑 보론강의 용접성 향상과

직접적인 연관을 가진다. 높은 용접 전류는 다량의 스패터를 발생시키고 코팅층 또한 원활하게 제거시키지 못하기 때문에 적정 용접 구간을 협소하게 만드는 요인이다.



2.2 프로젝션 용접^{[14][15]}

프로젝션 용접은 피용접재의 저항에 의한 발열을 열원으로 사용한다는 점에서 점용접과 동일하며 점용접에서 변형된 하나의 용접 방법이라고 말할 수 있다. 프로젝션 용접의 특징은 두께의 차이가 나는 강판이나 이종 소재와 같은 열팽형을 유지하기 어려운 조합에서의 용접이 용이하다는 것이다. 또한 프로젝션의 크기를 조절하여 통전을 제한할 수 있기 때문에 기존 점용접 보다 전류밀도를 높일 수 있고 낮은 전류를 이용하여 용접이 가능하다는 특성이 있다. 또한 평탄한 전극을 사용하여 압흔이 거의 발생하지 않는다는 장점이 있다.

2.2.1 발열 원리

프로젝션 용접은 저항 용접 중 하나로 상하부 전극을 사용해 용접재를 고정시킨 후 용접재 한쪽 혹은 양쪽 모두에 가공한 돌기를 통하여 전류를 통전시켜 용접재 내부에서 발생하는 저항열로 접합면을 용융, 전극에 의한 가압을 통해 접합시키는 공정이다. 이러한 공정은 통전시간이 매우 짧기 때문에 높은 생산성을 보유하며 특히 차체 이음 생산 현장에서 많이 사용되고 있다.

프로젝션 용접에서는 용접재의 고유 저항은 물론 용접재간 접촉면에서의 저항을 포함하여 통전 시 발생하는 모든 저항에 의한 발열이 중요한 역할을 하며, 이러한 저항열은 통전되는 전류 크기의 제곱에 비례한다.

$$I^2 R t \quad (2.1)$$

여기에서, Q 는 발열량, R 은 전체 전기 저항, I 는 용접전류, t 는 통전시간을

나타낸다.

위의 식에서 전기 저항 R 은 전극을 비롯한 저항용접 장치 2차 회로 전체의 저항도 포함하기 때문에 용접재 사이에서의 발열 효율을 높이기 위해 전기 전도도가 뛰어난 전극을 주로 사용한다. 그러나 전기전도도가 높은 전극은 상대적으로 낮은 강도를 갖기 때문에 전기전도도 면과 강도 면을 모두 고려한 Cu합금을 주 재료로 사용한다.

통전회로에서 저항은 재료의 길이, 비저항(resistivity), 단면적에 영향을 받기 때문에 식(2.1)를 아래의 식(2.2)와 같이 표기할 수 있다.

$$I \left(\frac{\rho L}{A} \right) t \quad (2.2)$$

여기에서 ρ 는 도체의 고유 비저항, L 은 도체 길이, A 는 도체 단면적, t 는 통전시간을 나타낸다.

식(2.2)의 저항열 Q 는 전류의 제곱, 통전시간과 저항 크기에 비례하고 있음을 확인할 수 있다. 세부적으로 접근하면 도체 단면적 A 가 작을수록 발열량은 증가하기 때문에 동일한 크기의 전류로 용접하는 경우에도 프로젝션의 크기가 감소하면 전류 밀도가 증가하여 발열량이 증가하는 효과를 얻을 수 있다.

2.2.2 로브곡선

프로젝션 용접을 비롯한 저항 용접은 통전 시간이 짧고 금속이 접촉한 상태에서의 발열로 용합이 진행되기 때문에 용접 매커니즘 관측이 어려우며 변수 제어도 까다롭다는 특징이 있다. 실제 산업 현장에서 사용되어지는 용접 공정의 경우 용접 결과에 영향을 주는 요인들을 사전에 검토한 후 실험, 고찰을 통하여 적정 용접 조건을 도출한 후 생산 라인에 적용하고 있다. 이러한 저항용접의 주요 공정 변수는 용접 전류(welding current), 가압력(force), 용접 시간(welding time)이며 이들을 저항 용접의 3대 요소라고 일컫는다.

로브 곡선은 저항 용접에서의 적정 조건을 체계적, 시각적으로 구하기 위해 사용되고 있다. Fig. 2-2는 로브 곡선의 개략도이며 그래프의 x축은 용접 전류를, y축은 통전 시간을 나타낸다. 적정 용접 구간은 기준 너겟 직경 혹은 용착 강도를 만족시키지 못한 구간과 과입열로 인한 스패터로 용접 품질을 보장할 수 없는 구간을 나누는 두 곡선 사이를 가리킨다. 일반적으로 가압력을 고정시킨 상태에서 용접 전류와 통전 시간을 변화시켜 가압력에 따른 적절한 용접구간을 찾는다. 적정 용접 구간이 협소할수록 용접하기에 까다로운 조합이다.

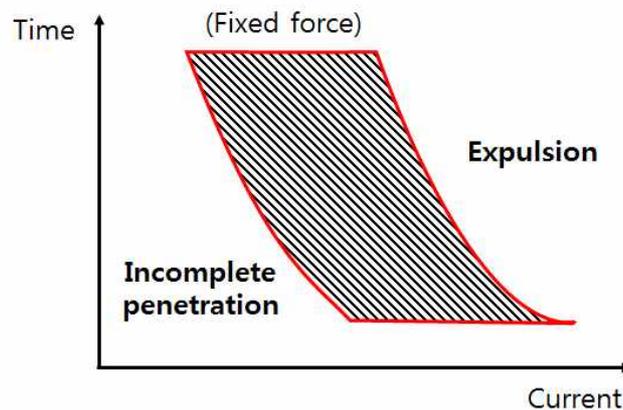


Fig. 2-2 Weldability lobe curve

1) 용접전류

전기 저항에 의한 발열은 전류의 제곱에 비례하기 때문에 용접 전류는 저항 용접에서 가장 중요한 인자이다. 용접 전류는 단순히 크기만을 조절하는 것이 아니라 통전 시 전류 밀도를 조절하는 것이 중요하다. 전류 밀도가 너무 작을 경우 용융되는 양이 적어지기 때문에 용접재 간 완전한 접합이 힘들다. 역으로 더 많은 양을 용융시키기 위하여 높은 전류를 통전하게 되면 용융속도는 증가하는 반면 동일한 면적에서 더 큰 전류가 통전되기 때문에 전류 밀도가 상대적으로 높아져 과입열이 발생할 수 있다. 이로 인해 용접부의 변형과 스파터가 일어나며 그 결과 용융부에 기공이 관찰되고 자연스레 용접부의 강도가 저하된다.

용접부의 너겟 크기가 클수록 용접부 강도 또한 크기 때문에 용착 강도를 증가시키기 위해선 너겟을 성장시켜야 한다. Fig. 2-3은 저항 용접에서의 용접 전류와 인장 강도 사이의 관계를 나타낸 선도로써, 용접 전류가 증가할수록 너겟 크기가 증가하여 용착 강도 또한 증가하지만, 과도한 입열 시엔 스파터가 발생하여 오히려 강도가 감소하는 것을 보여준다.^[15] 그러므로 용접 전류는 일반적으로 스파터가 발생하기 직전의 전류를 선택하여 사용한다.

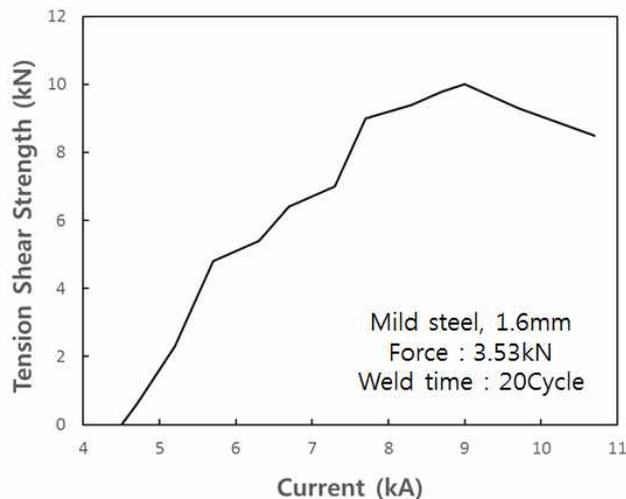


Fig. 2-3 Weld strength of current^[15]

2) 가압력

저항 용접에서 가압력은 전극에 의해 용접부에 가해지는 물리적 힘을 말하며, 가압력 크기에 따라 접촉부에서의 저항 크기가 변하기 때문에 저항 열 발생에 있어 중요한 인자이다. 접촉 저항을 일정하게 유지하는 것은 용접 도중에 국부적인 과도한 발열을 방지하고 용접 결과를 균일하게 이끌어내는 작용을 한다. 또한 용접부에 단압 효과를 주기 때문에 기공, 내부 균열과 같은 용접 불량을 방지하는 작용도 한다.

Fig. 2-4는 용접 전류와 통전 시간이 일정할 때 전극 가압력 변화에 따른 용착 강도 결과를 그래프로 나타낸 것이다. 가압력이 요구되는 크기 이상으로 증가할 경우엔 용접재 간 접촉 면적이 증가하기 때문에 저항 열과 너겟의 크기가 감소하여 용착 강도 또한 감소하게 된다. 그러나 요구되는 크기 이하의 가압력을 사용하게 되면 열에 의해 용융된 금속을 완전히 구속시키지 못하여 용융 금속이 외부로 날리는 스패터가 발생하게 된다.^[15]

따라서 저항 용접에서는 소재의 강도에 알맞은 접촉 저항의 크기를 선정하여 적절한 가압력을 선택하는 것이 중요하다.

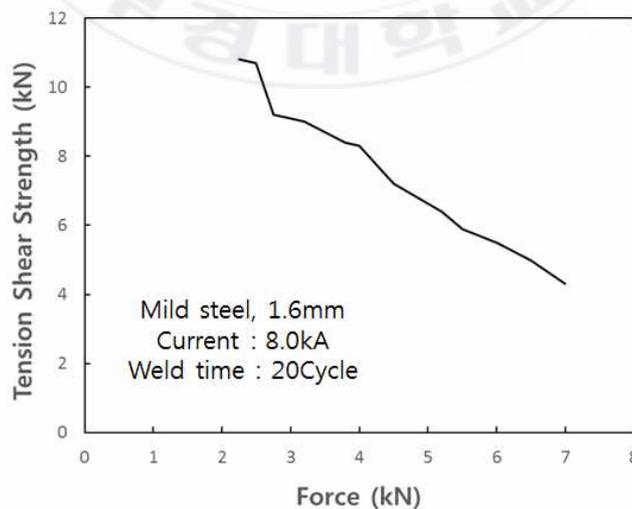


Fig. 2-4 Weld strength of electrode force^[15]

3) 통전시간

전기 저항에 의한 발열은 전도 현상에 의해 발산되기 때문에 열의 총 발생량은 일정하더라도 통전시간이 변하면 용접부의 온도 또한 달라져 용접 결과는 변하게 된다. 통상적으로 통전 시간이 너무 길 경우 열의 손실이 클 뿐만 아니라 용접부 외 불필요한 부분에도 영향을 끼쳐 소재 재질의 변화를 초래한다. 이에 반하여 통전 시간이 짧으면 가열부가 작아지고 국부적으로 용융되기 때문에 너겟이 충분히 성장하지 못한다.

돌기 형태가 같을 경우 프로젝션 용접의 통전 시간은 돌기의 개수와 무관하다. 생산성을 고려한다면 통전 시간을 줄이는 것이 바람직하나 통전 시간이 짧아지는 만큼 충분한 입열을 주기 위해선 높은 용접 전류가 요구되어지며 그로 인한 스파터 발생할 가능성이 높아진다. 일반적으로 용접부 하나를 기준으로 점 용접과 비교하여 프로젝션 용접의 경우 상대적으로 긴 통전 시간과 낮은 용접 전류를 사용한다.

2.2 프로젝션 용접 시뮬레이션^{[16][17][18]}

프로젝션 용접 시뮬레이션을 위해 CAE(Computer Aided Engineering)를 수행하였으며 CAE 프로그램으로 점 용접, 프로젝션 용접과 같은 저항 용접 전용 소프트웨어인 SORPAS(Simulation and Optimization of Resistance Projection And Spot welding processes)를 사용해 시뮬레이션을 진행하였다.

저항 용접은 금속 부품 결합의 효과적이고 생산적인 공정이기 때문에 수많은 산업에서 넓게 적용중이다. 용접은 소재의 재질과 형상에 따라 최적화된 공정 조건을 요구할 뿐만 아니라 품질, 비용 측면도 고려해야 하기 때문에 조합 하나의 용접 조건을 도출하기까지 많은 실험과 데이터베이스가 필요하다. 용접 시뮬레이션은 새로운 형상과 용접 파라미터에 대한 실험 횟수를 줄여주며 복잡한 용접 공정에 대한 이해를 돕는다. 1999년에 첫 번째 버전을 출시한 SORPAS는 초 고강도강, 알루미늄 합금과 같은 새로운 소재를 포함한 특정 소재 조합에 대한 적정 용접 조건을 제시해준다. SORPAS 프로그램의 유한 요소 해석은 서로 연계된 열, 전기, 기계, 금속의 수학적 모델들을 바탕으로 하고 있다.

열 모델은 온도 분포와 열전달을 계산하고 금속 모델은 금속의 상변화와 온도에 의한 영향을 받은 물성치를 계산한다. 지배 미분 방정식과 경계 조건들을 연계한 열 모델은 식(2.3)과 같이 표현된다.

$$k \frac{\partial}{\partial n} = h(T - T_0) \quad (2.3)$$

여기서, k 는 열전도율, T 는 온도, T_0 는 경계면의 온도이다.

전기 모델에서는 저항 용접의 중요 요소인 접촉 저항에 대해 설명하고 있다. 접촉 저항은 저항 용접에서 발열의 근거가 되는 중요 요소이며 전기 모

텔과 연계되어 식(2.4)와 같이 표현된다.

$$\rho_{contact} = 3 \left(\frac{\sigma_{s_soft}}{\sigma_n} \right) \left(\frac{\rho_1 + \rho_2}{2} + \rho_{contaminant} \right) \quad (2.4)$$

여기서, $\rho_{contact}$ 는 접촉 저항, ρ_1, ρ_2 는 맞닿은 금속 재료의 고유 저항, $\rho_{contaminant}$ 는 접촉면의 오염에 의한 저항, σ_n 는 계면에서의 접촉 수직 응력, σ_{s_soft} 는 접촉하고 있는 두 금속 중 경도가 약한 쪽의 응력을 나타낸다.

기계 모델은 재료 변형과 형상, 응력, 변형률의 분포와 인터페이스에서의 접촉면적을 계산한다. 소성 변형의 지배 방정식은 포텐셜 에너지 함수로 구성된 식(2.5)와 같이 표현된다.

$$\pi = \sigma \epsilon d - \int_S F v dS \quad (2.5)$$

이 식은 다수의 비선형 방정식을 산출하기 때문에 선형화를 위해 Newton-Raphson method를 적용한다. 첫 번째 항은 속도와 마찰, 외부 하중 등에 대한 경계 조건을 나타내며 두 번째 항은 전체 변형에 대한 포텐셜 에너지를 나타낸다. 마찰로 인한 손실에 더해져 일반적으로 기계 모델에서는 경계면에서 전극 이동 속도가 알려진다면 $v_i = v_0$ 로 정의할 수 있고, 전극으로 가해지는 힘이 알려진다면 $F_i = F_0$ 로 정의할 수 있다. 변분적인 접근을 적용해 식(2.5)를 식(2.6)으로 나타낼 수 있다.

$$\frac{\partial \pi}{\partial v} = 0 \quad (2.6)$$

제 3장 너트 용접 실험

3.1 기존 너트 종류

너트는 자동차 차체 및 새시 부위에 접합돼 볼트와 체결하여 자동차 조립에 사용되는 강도부품이다. 그 형상은 사각형, 육각형부터 플랜지가 존재하는 T형 너트까지 다양하다. 볼트 체결 시 주요한 내경, 피치를 비롯하여 너트 몸통의 대변, 높이 등에 따라 다양한 형상 규격이 존재하며 용접 방법, 체결 부위, 강판의 두께 등에 따라 적절한 너트를 용접사가 선택하여 사용한다. 대량 생산과 품질 보증을 위해 너트는 주로 금형을 이용한 단조가공 후 나사산을 가공하는 방법으로 생산된다.

너트 설계에서 중요하게 요구되는 것은 보증 하중이다. 소재의 강도 등급에 따라 보증 하중이 정해져있으며 이러한 보증 하중은 나사선이 가지고 있는 단면적과 비례하여 결과적으로 너트의 전체 높이에 영향을 준다. 또한 너트의 용착 강도, 박리 강도는 적용되는 부의 부품에 따라 달라진다. 국내 자동차사 기준으로 모재 두께(t)가 $.2 < t \leq 1.3 \text{ mm}$ 일 경우 M4, M5, M6, M8 너트의 허용 인장강도는 각각 460, 480, 500, 700kgf이다. 요구되는 강도에 맞추어 너트의 소재를 선택하고 성형성 등을 고려하여 너트 형상을 설계해야한다.

Fig. 3-1은 자동차 차체에 일반적으로 많이 사용되는 M6 너트를 CAD 프로그램을 형상화한 것이다. 너트 a, b는 각각 사각 형상의 너트로 프로젝션 용접에서 돌기 역할을 하는 용접발이 몸통 외부로 노출된 외돌기 타입과 몸통 내부를 벗어나지 않는 내돌기 타입이라는 형상적 차이가 있다. 육각 형상의 너트 c는 용접발 개수가 6개로 용접발이 4개인 사각 형상의 너트보다 더 많은 접촉점을 가진다는 특이점이 있다. 너트 e, f는 각각 용접발의 개수가 3개인 원형, 육각형의 너트이다. 몸통의 대변 길이(원형의 경우 직경), 몸

통 높이, 용접발 높이와 같은 각 너트의 세부적인 설계 정보는 Table 3-1과 같다. 너트 a가 대변 길이 10mm로 체적이 가장 작았으며 그에 따라 중량 역시 가장 작았다. 너트 전체 체적의 경우 직경 15mm의 너트 d가 가장 컸지만 용접발 전체 체적은 너트 c가 가장 큰 것으로 전체 체적과 용접발 체적은 무조건 비례하는 것이 아니라 설계 형상에 따라 달라질 수 있다는 것을 확인하였다.

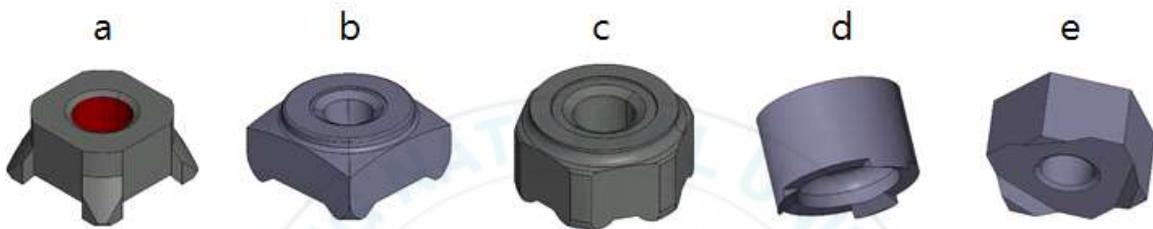
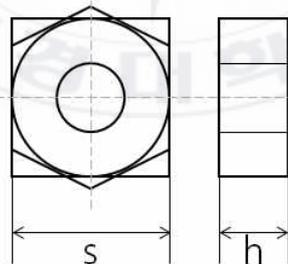


Fig. 3-1 Models of M6 weld nuts (a~e)

Table 3-1 Specifications of M6 weld nuts (a~e)



Parameters	a	b	c	d	e
S(mm)	10.0	14.0	14.0	15.0	13.0
h(mm)	5.0	6.5	6.5	9.0	6.0
Leg height(mm)	1.0	1.0	0.8	1.0	1.0
Leg volume(mm ³)	15.676	14.624	20.682	15.714	15.450
Nut volume(mm ³)	400.8	1056.0	896.5	1220.0	754.5
Nut weight(g)	2.90	7.80	6.90	9.19	5.17

이러한 탄소강 소재의 M6 너트를 모두 동일한 조건에서 실험했을 때 형상에 따라 용접 품질이 극명하게 달라진다. 그에 적용되는 부품과 요구되는 강도에 따라 최적화된 너트 형상이 필요한 바이다.



3.2 HEX_M8 용접 평가

본 연구에서는 M6 너트 시뮬레이션을 통해 너트 형상과 용접 품질의 상관관계를 규명하고, 그 결과를 이용해 M8 너트 형상을 설계 후 로브곡선 도출을 통해 초 고강도강에서의 용접 품질 개선 여부를 확인하였다. 개선 품과의 비교를 위해 기존 M8 너트를 초 고강도강에 너트 프로젝션 용접 후 용착 강도 테스트를 진행하여 로브곡선을 도출하였다.

3.2.1 실험장치 및 재료

Fig. 3-2는 실험에 사용된 기존 M8 너트를 CAD 프로그램을 통해 구현한 것이다. 육각형 형상의 너트이며 용접발 개수가 6개인 내돌기 타입이고 소재는 탄소강(SWCH10A)을 사용하였다. 너트 형상의 세부 정보는 Table 3-2와 같고 탄소강(SWCH10A)의 화학 조성비는 Table 3-3과 같다.

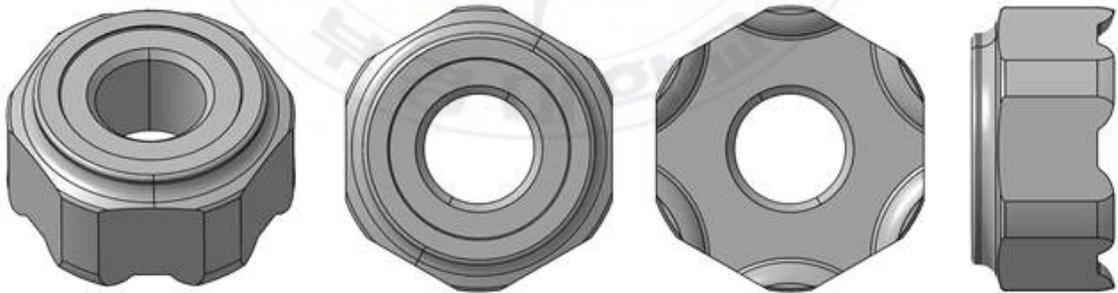


Fig. 3-2 The model of M8 weld nut

Table 3-2 Specifications of M8 weld nut

Parameters	Value
S(mm)	16.0
h(mm)	7.5
Leg height(mm)	1.0
Nut volume(mm ³)	1292.02
Leg volume(mm ³)	30.3

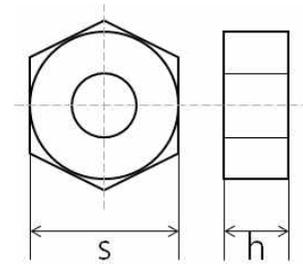


Table 3-3 Chemical composition of SWCH10A (wt.%)

Element	C	Si	Mn	P	B	S	Sol-Al
(%)	0.10	0.04	0.46	0.01	-	0.09	0.046

프로젝션 용접 장비는 구조상 점 용접 장비와 크게 다르지 않으며 전극과 가이드 팁을 중심으로 구성되어 있다. 전극과 모재 사이의 발열이 실험 결과에 영향을 미치지 않도록 수냉식 전극을 사용하였으며 공압식 가압계로 용접 시 큰 가압력을 주었다.

사용한 용접전원은 정격전압 400V, 전원주파수 60Hz의 DC inverter이다. 제어 가능한 전류 범위는 2.0 ~ 25.0kA이며, 가압력은 4.5kN으로 설정하였다. 냉각수의 유입온도는 30℃, 냉각수량은 5 /min이며 냉각수의 압력은 300kPa이다.

실험에 사용한 시편은 Al-Si 도금층이 존재하는 핫스탬핑 보론강 (SABC1470) 소재로 치수는 30mm x 30mm x 1.2mm이며 시편 중앙에 볼트 체결을 위한 홀을 가공했다. 시편의 화학적 조성은 다음의 Table 3-4 와 같다.

Table 3-4 Chemical composition of SABC1470 (wt.%)

Element	Minimum	Maximum
C	0.20	0.25
Mn	1.10	1.35
P	-	0.025
S	-	0.008
Si	0.15	0.35
Al	0.02	0.06
Ti	0.02	0.05
N	-	0.009
B	0.002	0.004
Cr	0.15	0.30



3.2.2 로브곡선

너트가 시편에 접합되는 영역부터 스패터가 대량 발생하는 영역까지 조건 당 2 ~3 회 반복 실험하여 Fig. 3-3과 같은 로브곡선을 확보하였다. 실험에 사용한 용접 전류 범위는 15 ~ 20kA이며 용접 시간 범위는 3 ~ 10cycle이다. 고정인자로 가압력은 4.5kN, 초기 가압 시간(squeeze time : ST)은 60cycle, 통전 후 가압 유지 시간(holding time : HT)은 10cycle로 설정하였다. 국내 자동차사 기준으로 강판의 두께(t)가 $.8 < t \leq 1.2 \text{ mm}$ 일 경우 M8 너트의 허용 용착 강도는 500kgf이며 로브곡선에 기입된 용착 강도 값은 반복 실험으로 얻은 결과를 평균한 것이다.

(단위 : kgf)

10		488.95	738.27	800.48		
9		411.96	704.11	848.40		
8	239.12	392.18	539.63	539.63		
7		353.60	507.82	351.00	731.95	706.35
6	128.21	194.20				584.05
5	119.95	140.35		310.89		748.78
4	73.74	73.23	84.66			
3		9.99	47.12			
Time(cycle) / Current(kA)	15	16	17	18	19	20

Fig. 3-3 Weld strength lobe curve of M8 weld nut

기존 M8 너트의 경우 용접 전류 17kA에서 용착 강도 기준을 만족하는 조건들을 확보할 수 있었으나 강판과 너트의 높은 탄소 함유량으로 적정 용접 구간이 협소하던 문제점을 확인했다. 용접 전류가 18kA 보다 큰 경우에도 용착 강도를 만족하는 조건이 있었으나 스패터가 대량으로 발생하여 나사산이 망가지는 등 용접 불량에 일어날 위험을 수반한다. 최대 용착 강도를 가지는 조합은 용접 전류 17kA, 용접 시간 10cycle로 738.27kgf의 용착 강도를 가진다.



제 4장 너트 형상 설계 및 시뮬레이션

4.1 너트 형상 설계

본 연구에선 핫스탬핑 보론강에서 용접성이 저하되는 문제점을 해결하기 위해 너트 형상을 개선하는 방법을 선택하였다. 너트 설계는 기존 형상의 세부 설계 인자들을 최적화하는 방향으로 진행하였다. CAD 프로그램인 CATIA V5를 사용해 너트를 설계하였으며 개선 형상들을 비교하기 위해 점프로젝션 용접 시뮬레이션 프로그램인 SORPAS 3D를 사용하였다.

4.1.1 용접 품질 향상 기준

시뮬레이션 결과를 토대로 개선된 형상에 따른 용접성 향상 여부를 판단하기 위해 용융 체적, 용접발 높이의 50%가 붕괴됐을 때의 붕괴 시간 두 가지 관점으로 접근하였다.

(1) 용융 체적 관점

너트 형성 메커니즘 측면에선 용융금속이 많을수록 충분한 크기의 너트 확보에 유리하다고 판단되었다. 너트 성장과 함께 증가한 용착강도에 의한 효과로 적정 용접구간의 확장을 기대했다. Fig. 4-1은 용접이 끝났을 때 시뮬레이션에서 나타나는 결과이며 빨간 원으로 표시한 부위는 용융 체적을 나타낸다.

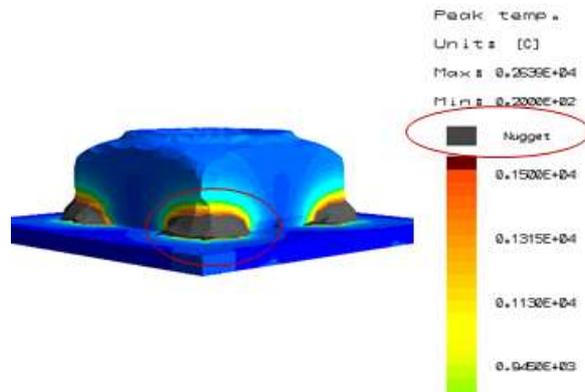


Fig. 4-1 Melted volume in SORPAS 3D

(2) 용접발 붕괴 메커니즘

핫스탬핑 보론강의 경우 용접발이 발열과 가압에 의해 붕괴가 점진적으로 발생할 때 Al-Si 코팅층이 용융되어 가장자리로 이동하는 것이 확인됐다. 이를 바탕으로 용접발 붕괴 과정을 Fig. 4-2와 같이 재구성하였다. 용접발 붕괴, 코팅층 거동, 용융부 형성은 각각 독립적으로 발생하는 현상이 아니라 교호작용을 일으키며 함께 발생한다고 판단되었다.

Al-Si 코팅층은 핫스탬핑 보론강의 용접성을 떨어뜨리는 주원인으로 판단되고 있기 때문에 최대한 통전 초기에 제거하는 것이 용접 품질 향상에 있어 유리하다. 즉 용접발 붕괴는 용접성과 밀접한 관계를 가지는 코팅층 제거를 위해 빠를수록 좋다고 판단되었다. 또한 용접발 붕괴 시간이 짧을 경우 너트가 강관에 부착된 안정적인 상태에서 너트가 성장할 수 있는 충분한 시간 확보에도 유리하다고 판단되었다.

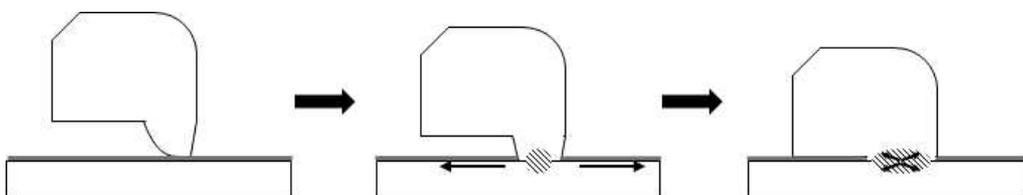


Fig. 4-2 Leg collapse process

1.1.2 예비 시뮬레이션을 통한 설계 인자 도출

용접 품질에 유의한 설계 인자를 도출하기 위한 예비 시뮬레이션은 Fig. 4-3과 같은 세 종류의 M6 너트를 기준으로 진행하였다. a는 사각 형상의 외돌기 타입이며 b는 사각 형상의 내돌기 타입, 너트 c는 육각 형상의 내돌기 타입이다. 사각 형상의 너트는 용접발의 개수가 4개인 반면 육각 형상의 경우 용접발의 개수가 6개인 차이가 있다.

각 너트 형상별로 다음과 같은 네 가지의 설계 인자를 선택하였다. 인자 A는 너트의 전체적인 체적과 밀접한 관계를 가지는 대변 길이이다. 인자 B, C, D는 용접발 형상을 결정하는 주요 요소이다. 인자 B, C, D 순으로 사각 외돌기의 경우 용접발 높이, 용접발 접촉 길이, 용접발 대각 길이이며 사각 내돌기의 경우 용접발 높이, 용접발 대각 길이, 용접발 각도이며 육각 내돌기의 경우 용접발 높이, 용접발 대각 길이, 용접발 접촉 길이이다. 용접발의 각도, 용접발이 강판과 접촉하는 길이와 같은 인자는 용접발의 체적뿐만 아니라 용접발의 접촉 면적을 결정하는 주요 요소이다.

Fig. 4-4와 같이 위에서부터 아래로 상부 전극, 강판, 너트, 하부 전극을 구현하여 시뮬레이션을 진행하였으면 모든 형상에 대해 Table 4-1과 같은 동일한 조건을 적용하였다.

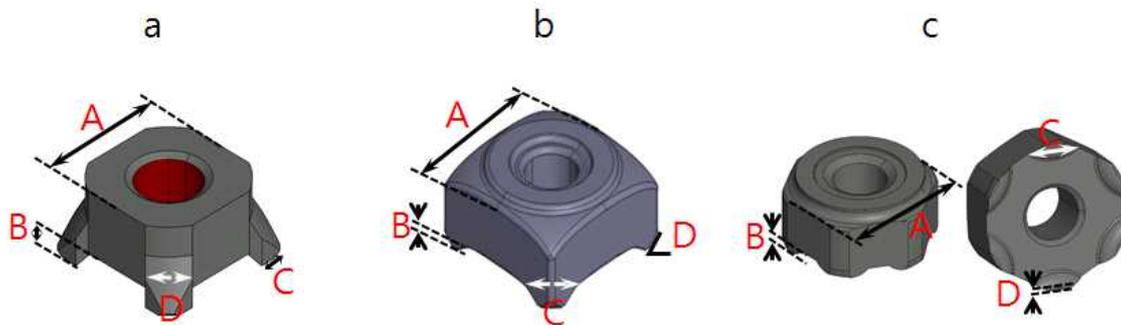


Fig. 4-3 Models and factors of M6 weld nuts (a~c)

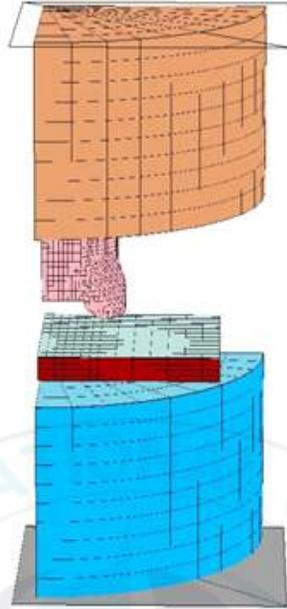


Fig. 4-4 Setting in SORPAS 3D

Table 4-1 Setting conditions in SORPAS 3D

Welding machine	[DC] - Arbitrary spot/projection welding machine
Electrode name	Type C0; d1=30(mm)
Electrode material	CuCr(ISO 5182 A2-1)
Nut material	SWCH10A
Plate material	SABC1470
Surface coating material	AlSi10 (hot stamped condition)

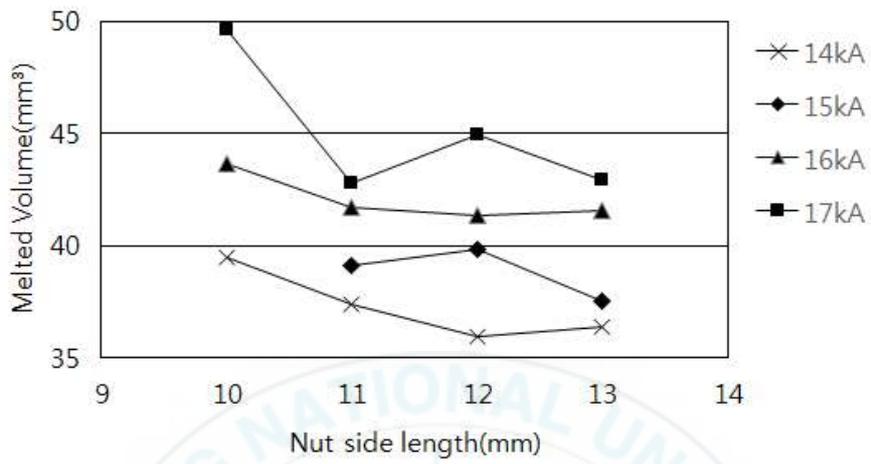
Process parameter settings	
Frequency(Hz)	60
Squeeze time(cycle)	2
Welding time(cycle)	7
Holding time(cycle)	3

본 연구에선 시뮬레이션 결과 중 강판과 용접발의 용융량을 합친 용융 체적과 용접발 높이의 50%가 붕괴됐을 때의 붕괴 시간 두 가지 출력 값을 사용하여 선택한 변수에 따른 용접성을 너트 몸통 측면과 용접발 측면 두 가지 관점으로 나누어 분석하였다.

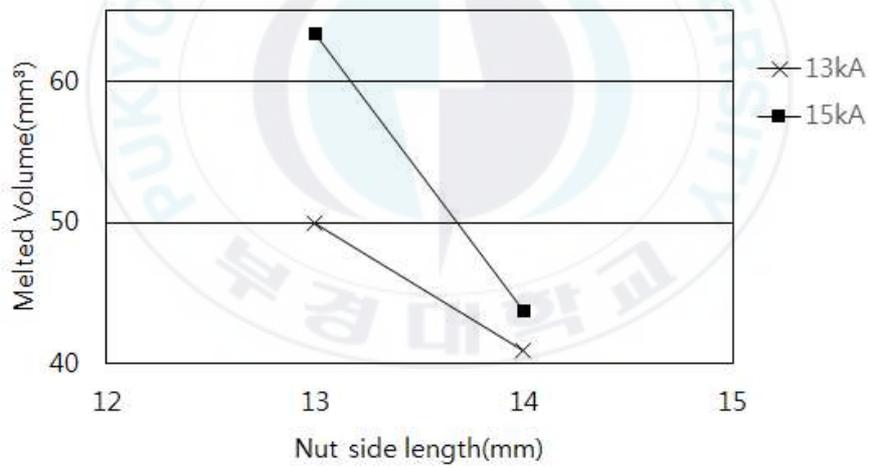
(1) 너트 몸통 측면

형상적 측면에서 대변 길이가 1mm 증가함에 따라 몸통 체적은 사각 외돌기 너트의 경우 약 27%, 사각 내돌기 너트와 육각 내돌기 너트의 경우 약 17% 증가하였다. 대변 길이가 너무 작을 경우 용접 시 인접한 용접발끼리 간섭할 위험이 있기 때문에 설계 시 유의해야 한다.

Fig. 4-5에서, 사각 너트의 시뮬레이션 결과 대변 길이가 커질수록 용융 체적은 감소하는 추세를 보였다. 대변 길이에 대한 시뮬레이션에서 용접발 형상은 고정인자이기 때문에 잠재적 용융 체적이 동일하다 가정하였을 때, 대변 길이와 함께 증가한 너트 몸통 체적에 맞게 더 높은 전류를 통전시킬 필요가 있는 것으로 보였다. 즉 대변 길이가 증가할 시 고전류 사용 범위가 증가한다고 판단되었다.



(a) Square outer leg nut



(b) Square inner leg nut

Fig. 4-5 Melted volume graphs of square nut

(2) 용접발 측면

형상적 측면에서 용접발 높이가 0.2mm 증가함에 따라 용접발 체적은 사각 외돌기, 사각 내돌기, 육각 내돌기 순으로 각각 30~35%, 20~30%, 25~35%씩 증가하였다. 용접발의 경우 단조 제작의 한계를 고려하여 설계해야 한다.

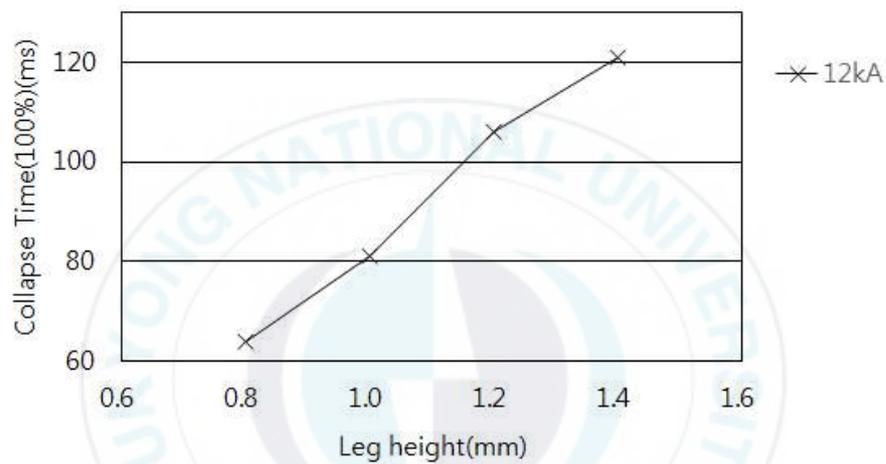
Fig. 4-6에서, 용접발의 높이가 증가할수록 붕괴 시간은 지연되는 경향을 보였고 고전류를 이용할수록 높이에 따른 용접발 붕괴 지연 효과가 감소되는 것을 확인할 수 있었다. 즉 고전류에서 용접발 높이가 붕괴시간에 미치는 영향은 거의 없다고 판단되었다.

Fig. 4-7처럼 사각 너트의 용접발 대각 길이를 인자로 선택해 1mm 증가시켰을 때 용접발 체적은 각각 20~25%, 40~70%씩 증가하였다. 대각 길이가 너무 커질 경우 인접한 용접발끼리 접촉하고 용접발과 나사산의 거리가 너무 가까워져 용접 시 나사산이 망가질 위험이 있기 때문에 대각 길이에 대한 적절한 상한선이 필요하다.

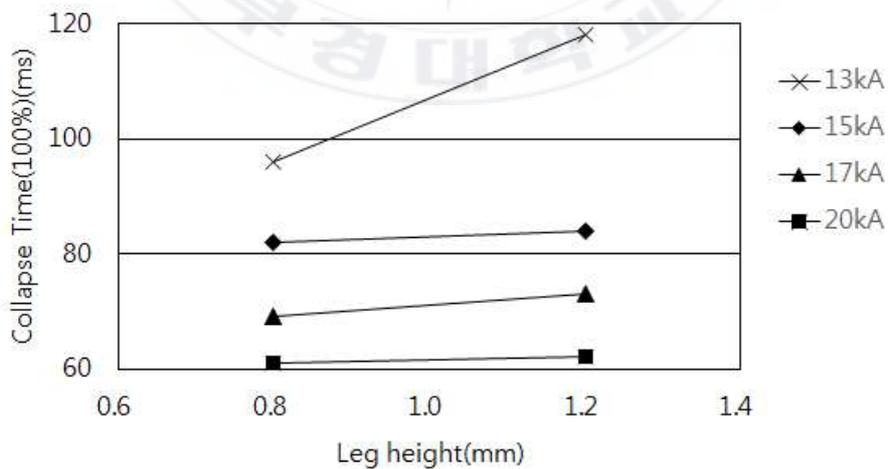
Fig. 4-8에서, 사각 내돌기의 용접발 대각 길이가 증가함에 따라 용융 체적은 선형적으로 증가하는 것이 아니라 어느 한 수준에서 최대값을 가지는 것을 확인하였다. 즉 용접발의 체적이 증가하면서 발열에 의해 용융되는 양도 증가하는 것으로 보이나 어느 한계에 도달하면 그 영향력이 줄어드는 것으로 판단되었다.

사각 외돌기, 육각 내돌기 너트의 용접발 접촉 길이와 사각 내돌기 너트의 용접발 각도는 용접발의 체적을 변화시키는 동시에 용접발의 접촉면적을 결정하는 요소다. 사각 외돌기 너트에서 용접발 접촉 길이가 1.2배 증가하면 용접발 체적은 1.14배, 접촉 면적은 1.36배 증가했다. 사각 내돌기 너트에서 용접발 각도가 15° 씩 증가함에 따라 용접발 체적은 1.2배, 접촉 면적은 2.7배 증가했다.

Fig. 4-9에서, 사각 외돌기 너트의 접촉 길이가 증가할수록 붕괴 시간은 지연되고 용융 체적은 증가하다 감소하는 것을 확인하였다. 붕괴 지연은 용접발의 접촉 면적 증가로 접촉 저항이 감소된 영향으로 판단되며, 용융 체적 변화를 통해 용접발 체적과 발열에 의한 용융량이 단순한 선형적인 관계를 가지고 있지 않음을 다시 한 번 확인하였다.

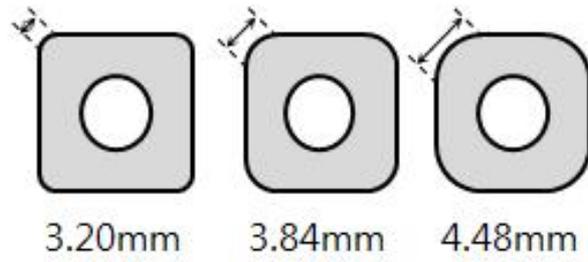


(a) Square outer leg nut

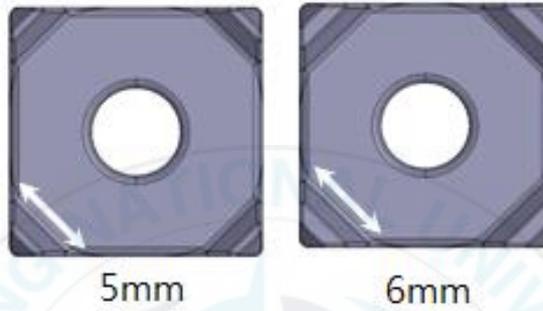


(b) Square inner leg nut

Fig. 4-6 Collapse time graphs of square nut



(a) Square outer leg nut



(b) Square inner leg nut

Fig. 4-7 Leg diagonal length of square nuts

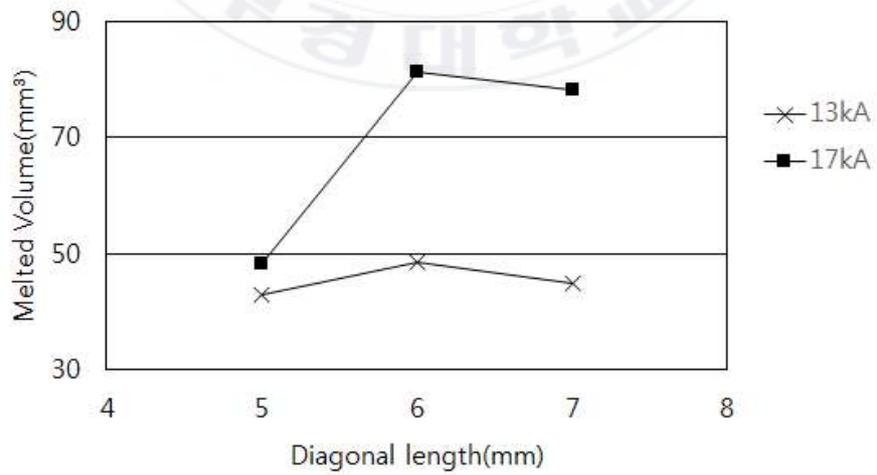
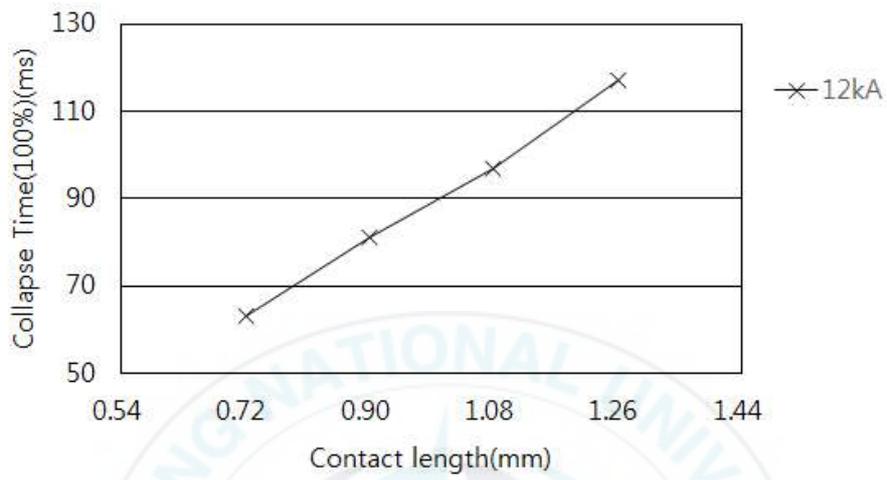
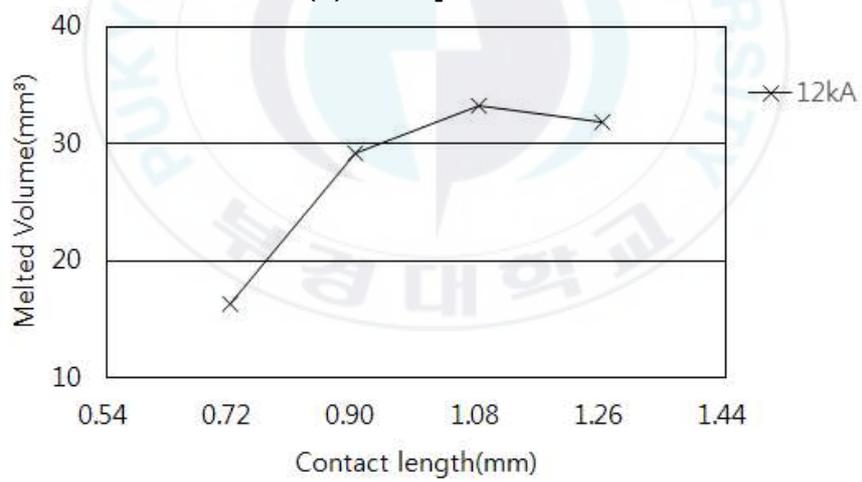


Fig. 4-8 Melted volume graph of square inner leg nut



(a) Collapse time



(b) Melted volume

Fig. 4-9 Collapse time and melted volume graphs of square outer leg nut

1.1.3 직교배열표

앞선 예비 시뮬레이션 결과를 바탕으로 세 종류 M6 너트의 인자와 수준을 다음의 Table 4-2와 같이 결정하였다. 적은 실험횟수로 특성치에 영향을 주는 주요인자들을 걸러내기 위해 본 연구에선 $L_{27}(3^{13})$ 형 직교배열표를 이용해 Table 4-3과 같은 실험계획을 세웠다. CAD 프로그램을 통해 위 세 종류의 너트 형상에 대하여 27가지의 새로운 형상을 구현하여 시뮬레이션을 진행하였으며 실험의 계획 및 분석은 다구찌 기법(taguchi method)을 적용하였다.

Table 4-2 Factors and levels for simulation

(단위 : mm)

factor level	A	B	C	D
0	10	0.8	0.90	3.20
1	11	1.0	1.08	3.84
2	12	1.2	1.26	4.48

(a) Square outer leg nut

(단위 : mm)

factor level	A	B	C	D
0	12	0.8	5.0	45
1	13	1.0	6.0	60
2	14	1.2	7.0	75

(b) Square inner leg nut

(단위 : mm)

factor level	A	B	C	D
0	13	0.8	4.0	0.3
1	14	1.0	5.0	0.6
2	15	1.2	6.0	0.9

(c) Hexagonal inner leg nut

Table 4-3 $L_{27}(3^{13})$ tables of orthogonal arrays

Exp. No.	Column number													Combination of factors & levels
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	
1	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	(A0, B0, C0, D0)
2	0	0	0	0	1	1	1	1	1	1	1	1	1	(A1, B0, C0, D1)
3	0	0	0	0	2	2	2	2	2	2	2	2	2	(A2, B0, C0, D2)
4	0	1	1	1	0	0	0	1	1	1	2	2	2	(A1, B0, C1, D0)
5	0	1	1	1	1	1	1	2	2	2	0	0	0	(A2, B0, C1, D1)
6	0	1	1	1	2	2	2	0	0	0	1	1	1	(A0, B0, C1, D2)
7	0	2	2	2	0	0	0	2	2	2	1	1	1	(A2, B0, C2, D0)
8	0	2	2	2	1	1	1	0	0	0	2	2	2	(A0, B0, C2, D1)
9	0	2	2	2	2	2	2	1	1	1	0	0	0	(A1, B0, C2, D2)
10	1	0	1	2	0	1	2	0	1	2	0	1	2	(A1, B1, C0, D0)
11	1	0	1	2	1	2	0	1	2	0	1	2	0	(A2, B1, C0, D1)
12	1	0	1	2	2	0	1	2	0	1	2	0	1	(A0, B1, C0, D2)
13	1	1	2	0	0	1	2	1	2	0	2	0	1	(A2, B1, C1, D0)
14	1	1	2	0	1	2	0	2	0	1	0	1	2	(A0, B1, C1, D1)
15	1	1	2	0	2	0	1	0	1	2	1	2	0	(A1, B1, C1, D2)
16	1	2	0	1	0	1	2	2	0	1	1	2	0	(A0, B1, C2, D0)
17	1	2	0	1	1	2	0	0	1	2	2	0	1	(A1, B1, C2, D1)
18	1	2	0	1	2	0	1	1	2	0	0	1	2	(A2, B1, C2, D2)
19	2	0	2	1	0	2	1	0	2	1	0	2	1	(A2, B2, C0, D0)
20	2	0	2	1	1	0	2	1	0	2	1	0	2	(A0, B2, C0, D1)
21	2	0	2	1	2	1	0	2	1	0	2	1	0	(A1, B2, C0, D2)
22	2	1	0	2	0	2	1	1	0	2	2	1	0	(A0, B2, C1, D0)
23	2	1	0	2	1	0	2	2	1	0	0	2	1	(A1, B2, C1, D1)
24	2	1	0	2	2	1	0	0	2	1	1	0	2	(A2, B2, C1, D2)
25	2	2	1	0	0	2	1	2	1	0	1	0	2	(A1, B2, C2, D0)
26	2	2	1	0	1	0	2	0	2	1	2	1	0	(A2, B2, C2, D1)
27	2	2	1	0	2	1	0	1	0	2	0	2	1	(A0, B2, C2, D2)
Factors	a	b	a b	a b ²	c	a c	a c ²	b c	a b c	a b ² c ²	b c ²	a b ² c	a b c ²	
	B	C	B x C	B x C	D	B x D	B x D	C x D	A	e	C x D	e	e	

4.2 시뮬레이션 결과

본 시뮬레이션에 사용한 조건은 다음의 Table 4-4와 같다. 기본적인 용접 전원, 전극 타입, 소재 등은 앞선 예비 시뮬레이션과 동일하나 본 시뮬레이션에선 너트 체적을 고려해 너트 형상 별로 용접 전류 크기에 차이를 두었다. 체적이 가장 작은 사각 외돌기 너트는 용접 전류 14kA로 17kA를 적용한 사각 내돌기, 육각 내돌기 너트보다 더 낮은 전류대를 사용하였다.

Table 4-4 Information of designed nut volume

Frequency(Hz)		60
Squeeze time(cycle)		2
Welding time(cycle)		7
Holding time(cycle)		3
Current(kA)	Square outer leg nut	14
	Square inner leg nut	17
	Hexagonal inner leg nut	

시뮬레이션의 결과는 앞선 예비 시뮬레이션과 동일하게 용융 체적과 용접발 높이의 50%가 붕괴된 시간 두 측면에 대하여 정리하였다. 형상 별 체적 정보와 시뮬레이션 결과는 Table 4-5와 같다.

Table 4-5 Results of simulations

No. Exp.	Combination of factors & levels				Nut volume (mm ³)	Leg volume (mm ³)	Results of simulations	
	A	B	C	D			Melted volume (mm ³)	Collapse time (ms)
1	0	0	0	0	395.48	12.612	25.309	45
2	1	0	0	1	492.40	15.940	35.435	55
3	2	0	0	2	596.80	19.388	32.682	62
4	1	0	1	0	501.20	14.504	28.226	49
5	2	0	1	1	607.60	18.168	46.332	60
6	0	0	1	2	386.44	22.316	55.272	82
7	2	0	2	0	616.80	16.168	39.032	53
8	0	0	2	1	394.08	20.548	52.428	70
9	1	0	2	2	490.00	24.744	64.208	91
10	1	1	0	0	504.00	17.200	34.770	48
11	2	1	0	1	611.20	21.688	51.430	56
12	0	1	0	2	391.12	26.820	60.881	78
13	2	1	1	0	620.40	19.508	45.203	52
14	0	1	1	1	398.36	24.820	59.019	69
15	1	1	1	2	495.20	29.860	69.936	89
16	0	1	2	0	401.60	19.920	31.860	65
17	1	1	2	1	503.60	27.456	66.586	79
18	2	1	2	2	610.40	32.912	60.042	102
19	2	2	0	0	623.20	22.508	45.848	51
20	0	2	0	1	402.00	28.508	62.595	71
21	1	2	0	2	500.00	34.652	41.384	86
22	0	2	1	0	406.80	25.228	58.847	59
23	1	2	1	1	508.00	31.660	72.657	77
24	2	2	1	2	615.60	38.264	70.877	95
25	1	2	2	0	514.40	27.916	69.200	65
26	2	2	2	1	624.40	34.856	74.669	86
27	0	2	2	2	406.80	42.600	53.176	129

(a) Square outer leg nut

No. Exp.	Combination of factors & levels				Nut volume (mm ³)	Leg volume (mm ³)	Results of simulations	
	A	B	C	D			Melted volume (mm ³)	Collapse time (ms)
1	0	0	0	0	758.0	11.140	50.492	43
2	1	0	0	1	917.6	13.404	53.695	47
3	2	0	0	2	1089.2	15.220	60.982	51
4	1	0	1	0	921.2	18.612	73.866	59
5	2	0	1	1	1095.6	21.432	79.655	68
6	0	0	1	2	770.8	23.652	80.964	92
7	2	0	2	0	1102.0	27.708	80.105	111
8	0	0	2	1	778.0	31.016	69.765	133
9	1	0	2	2	938.0	33.672	69.849	143
10	1	1	0	0	918.0	13.688	43.828	40
11	2	1	0	1	1091.2	17.680	61.704	45
12	0	1	0	2	766.8	19.784	71.320	56
13	2	1	1	0	1094.4	23.212	81.364	56
14	0	1	1	1	774.0	26.868	81.583	77
15	1	1	1	2	934.4	30.316	86.431	89
16	0	1	2	0	780.8	33.596	76.978	93
17	1	1	2	1	943.2	38.636	80.677	131
18	2	1	2	2	1117.2	42.640	76.343	150
19	2	2	0	0	1090.4	16.368	45.901	39
20	0	2	0	1	767.2	20.268	63.083	46
21	1	2	0	2	928.4	24.132	59.749	50
22	0	2	1	0	772.8	26.008	87.040	55
23	1	2	1	1	936.0	31.768	81.024	64
24	2	2	1	2	1110.8	36.516	92.266	80
25	1	2	2	0	943.2	38.684	87.814	78
26	2	2	2	1	1120.0	45.640	83.165	117
27	0	2	2	2	798.8	51.320	75.433	150

(b) Square inner leg nut

No. Exp.	Combination of factors & levels				Nut volume (mm ³)	Leg volume (mm ³)	Results of simulations	
	A	B	C	D			Melted volume (mm ³)	Collapse time (ms)
1	0	0	0	0	761.4	9.006	31.080	44
2	1	0	0	1	903.0	10.776	33.966	37
3	2	0	0	2	1055.4	13.326	40.659	38
4	1	0	1	0	909.6	17.394	54.983	50
5	2	0	1	1	1059.6	17.058	54.458	48
6	0	0	1	2	772.2	20.172	59.241	54
7	2	0	2	0	1069.8	27.786	56.445	95
8	0	0	2	1	781.2	29.262	53.691	100
9	1	0	2	2	922.2	29.862	58.514	102
10	1	1	0	0	904.2	11.898	28.979	69
11	2	1	0	1	1056.0	13.536	31.493	37
12	0	1	0	2	769.2	16.896	39.699	41
13	2	1	1	0	1066.8	23.598	64.298	53
14	0	1	1	1	774.0	21.954	58.431	53
15	1	1	1	2	918.6	26.514	59.677	60
16	0	1	2	0	789.6	37.692	57.292	102
17	1	1	2	1	927.6	35.412	59.456	91
18	2	1	2	2	1080.0	36.834	64.740	98
19	2	2	0	0	1055.4	13.332	33.051	38
20	0	2	0	1	769.2	16.878	37.634	41
21	1	2	0	2	912.6	20.634	42.604	43
22	0	2	1	0	776.4	24.174	61.671	64
23	1	2	1	1	919.2	26.454	63.234	54
24	2	2	1	2	1072.2	29.814	63.258	57
25	1	2	2	0	933.0	40.872	63.153	108
26	2	2	2	1	1085.4	43.482	66.418	88
27	0	2	2	2	797.4	44.940	61.911	103

(c) Hexagonal inner leg nut

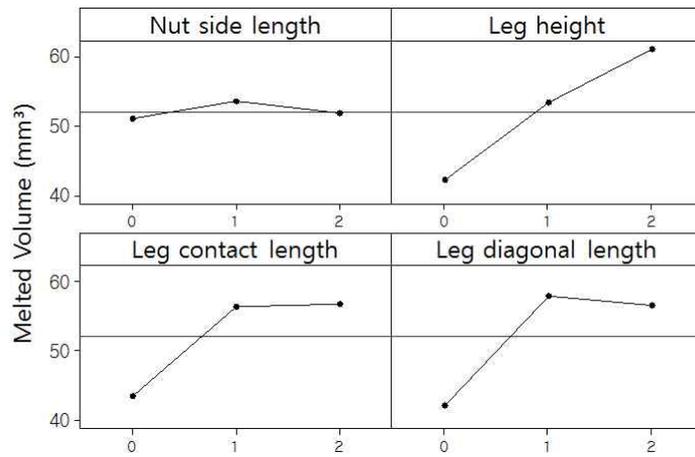
1.2.1 형상 요인 영향력 분석

시뮬레이션 결과를 바탕으로 각 설계 인자가 용접성에 어떠한 영향을 주는지 분석하였다. 주효과 그래프를 통해 용융 체적과 붕괴 시간에 가장 유의한 설계 인자에 대해 알아보았으며 결과적으로 용접발 체적이 용접성과 어떠한 상관관계를 가지는지 확인해보았다. 또한 용접 시 용융거동을 관찰하여 용접발 형상에 따른 효과도 분석하였다.

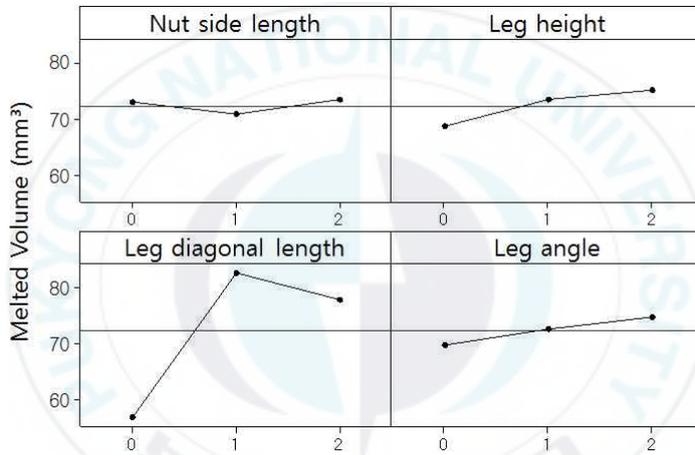
(1) 주효과 그래프

Fig. 4-10에서, 각 설계 인자가 용융 체적에 영향을 주는 정도를 확인하였다. 너트 형상과 관계없이 용융 체적에 가장 유의한 요소는 용접발 대각 길이로 판단되며 대변 길이가 결과에 미치는 영향이 가장 미미한 것으로 판단되었다. 또한 사각 외돌기 너트 결과를 살펴보면 용접발 높이, 용접발 접촉 길이 또한 용융 체적 변화와 밀접한 관계가 있는 것으로 보인다. 즉 너트 몸통 체적에 유의한 대변 길이보다 용접발 체적을 결정짓는 인자들이 상대적으로 용융 체적에 유의한 영향을 주는 것으로 판단되었다.

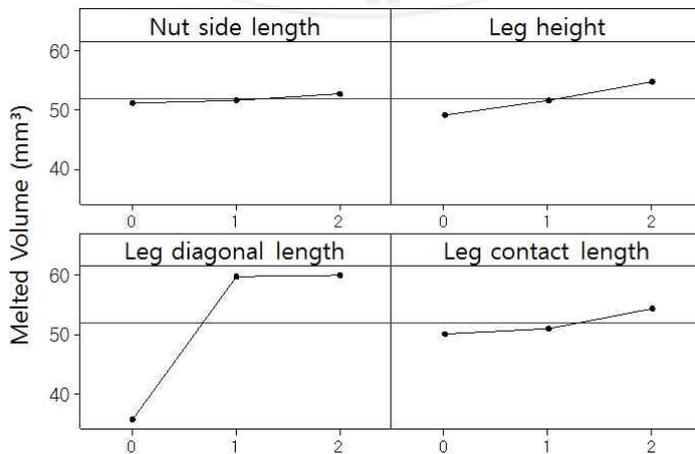
Fig. 4-11에서, 각 설계 인자가 붕괴 시간에 영향을 주는 정도를 확인하였다. 앞선 용융 체적 결과와 마찬가지로 용접발 대각 길이가 가장 유의한 요소이며, 대변 길이가 결과에 미치는 영향이 가장 미미한 것으로 판단되었다. Fig. 4-10을 통해 용융 체적은 특정 수준의 용접발 대각 길이에서 최대값을 가지는 것을 확인한 것과 달리 붕괴 시간은 용접발 대각 길이를 따라 선형적으로 증가하는 경향을 보였다.



(a) Square outer leg nut

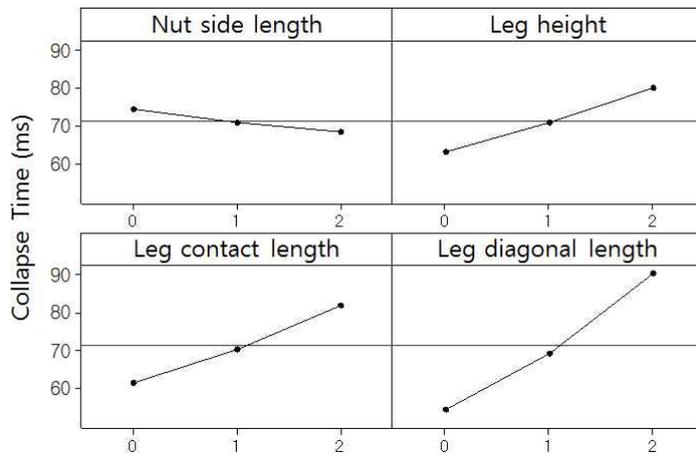


(b) Square inner leg nut

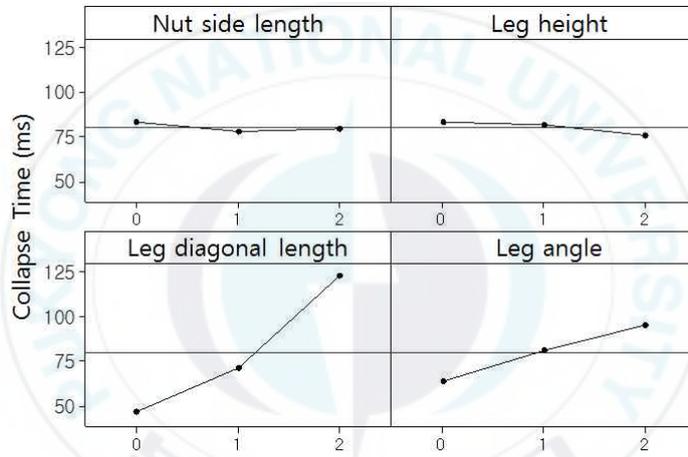


(c) Hexagonal inner leg nut

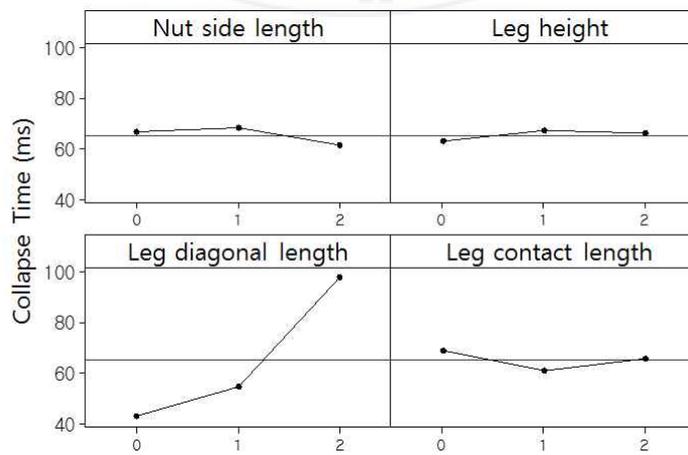
Fig. 4-10 Main effects plot for melted volume



(a) Square outer leg nut



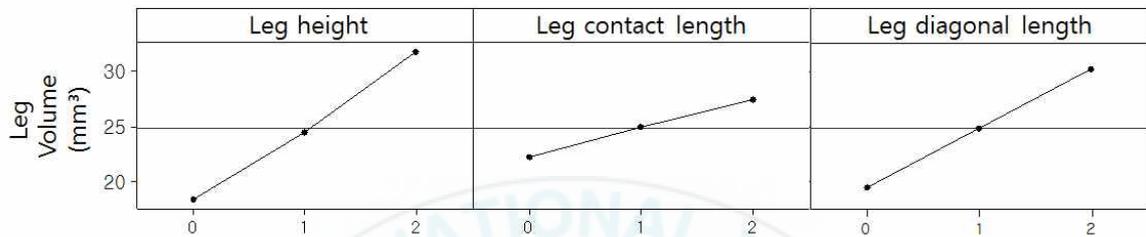
(b) Square inner leg nut



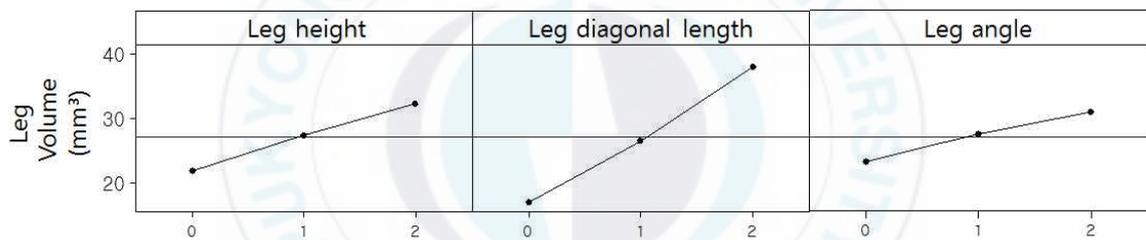
(c) Hexagonal inner leg nut

Fig. 4-11 Main effects plot for collapse time

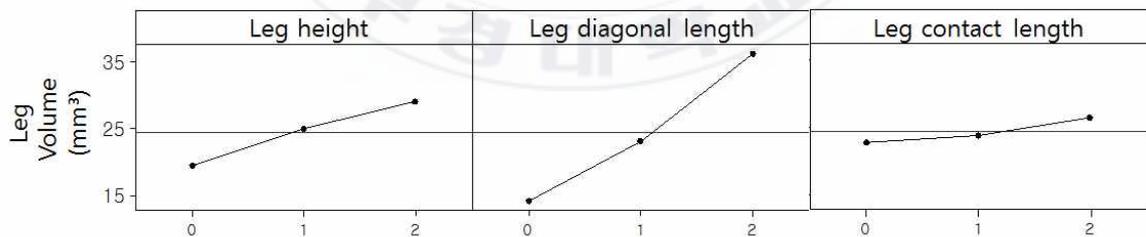
형상과 상관없이 용접발 대각 길이가 시뮬레이션 결과에 가장 유의한 영향을 주는 이유는 Fig. 4-12에서 확인할 수 있듯 용접발 대각 길이가 용접발 체적에 가장 유의한 인자이기 때문으로 추정된다.



(a) Square outer leg nut



(b) Square inner leg nut



(c) Hexagonal inner leg nut

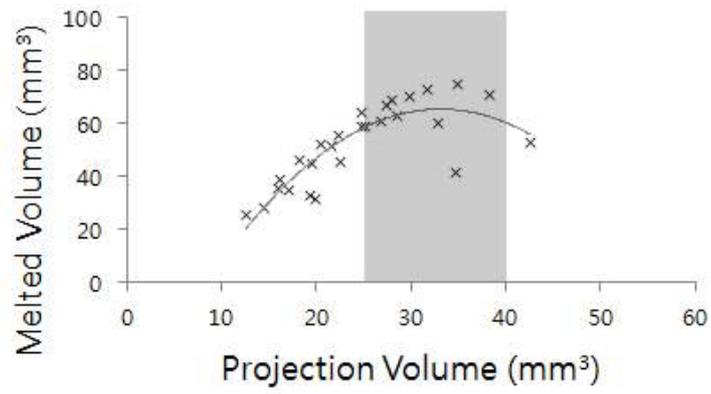
Fig. 4-12 Main effects plot for leg volume

(2) 용접발 체적과 Melted volume의 상관관계

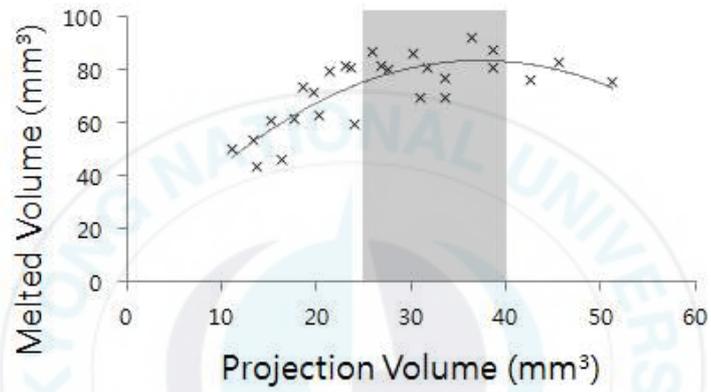
앞선 분석을 통해 용접발 체적을 결정하는 설계 인자가 용접성에 가장 유의한 요소로 작용하는 것을 확인하였다. 용접발 체적이 용접성에 미치는 영향을 구체적으로 분석하기 위해 시뮬레이션 결과를 Fig. 4-13와 같이 용접발 체적에 대한 용융 체적의 그래프로 나타내보았다. 형상과 상관없이 세 종류의 너트 모두 용접발 체적이 증가할수록 용융 체적은 증가하다 특정 구간에서 감소하는 경향을 보였다. 이는 용접발 체적이 너무 비대할 경우 오히려 용접성이 떨어지며 충분한 용융 체적을 얻기 위한 용접발 체적은 25 ~ 40mm³의 범위 내에 존재함을 보여준다.

(3) 용접발 체적과 Collapse time의 상관관계

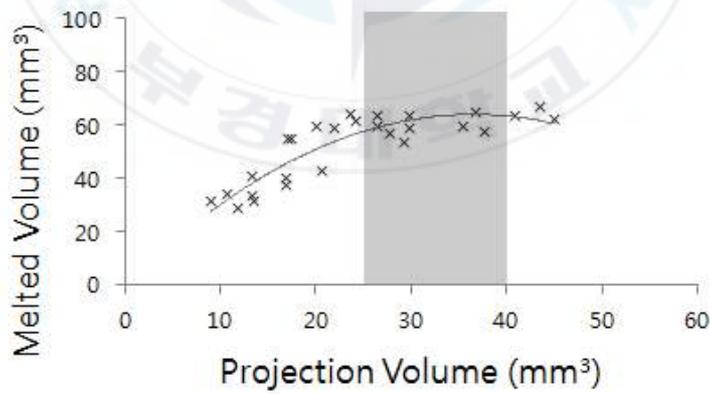
세 종류의 너트 모두 용접발 체적이 증가할수록 붕괴 시간은 Fig. 4-14과 같이 증가하는 추세를 보였다. 용융시킬 용접발 체적이 큰 너트일수록 동일한 발열량에서 붕괴 시간이 지연되는 것이다. 용접발 붕괴 시간이 80ms를 넘어가는 조건에선 통전이 끝나고도 용접발이 완전히 붕괴되지 않아 너트 몸통이 강판과 접촉하지 않는 경향을 보였다. 통전 초기에 용접발이 완전히 붕괴되어 너트가 강판에 부착된 상태에서 용접이 진행될 때 너트는 안정적인 환경에서 성장할 수 있다. 그렇기 때문에 용접발이 완전히 붕괴되지 않은 경우는 용접발의 체적이 지나치게 비대한 것으로 판단하였다.



(a) Square outer leg nut

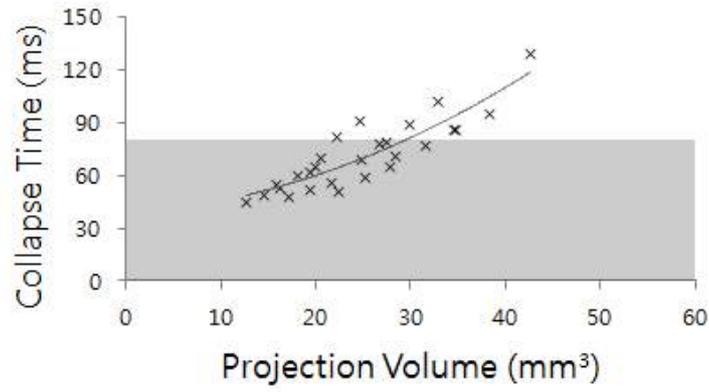


(b) Square inner leg nut

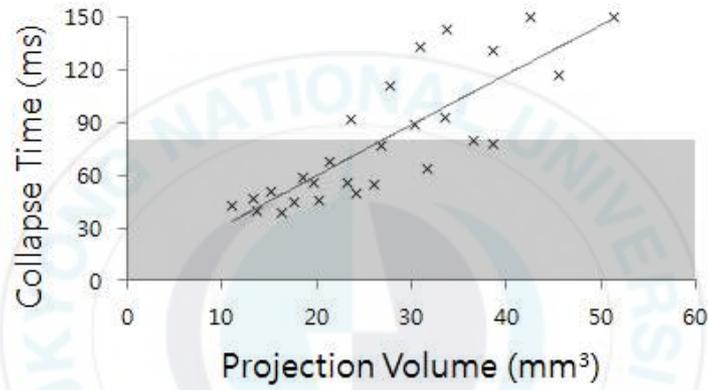


(c) Hexagonal inner leg nut

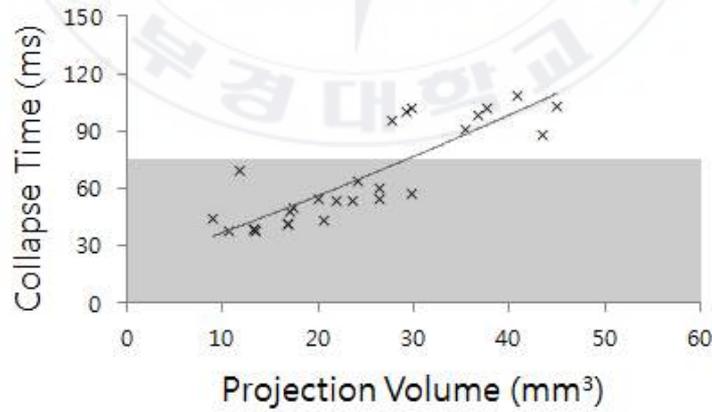
Fig. 4-13 The relationship between leg volume and melted volume



(a) Square outer leg nut



(b) Square inner leg nut



(c) Hexagonal inner leg nut

Fig. 4-14 The relationship between leg volume and collapse time

(4) 용접발 형상에 따른 너겟 형성 메커니즘

Fig. 4-15는 각 너트 형상의 실험번호 1번(A0B0C0D0)의 시뮬레이션 결과이다. 용접 전류 통전 후 세 종류 너트의 단면에서 너겟이 형성되는 과정을 용접시간 순으로 정리하였다. 너트 형상과 상관없이 통전이 시작된 1cycle 부터 용접발과 강판의 용융이 발생하며 용접이 진행될수록 용융부가 성장하는 모습을 보였다.

사각 외돌기 너트의 경우 용융이 시작되면서 용접발 형상을 따라 용융금속이 강판 바깥으로 거동하는 현상을 보였다. 용접발의 용융금속이 강판 위에서 거동하는 동시에 가압에 의한 들림 현상으로 실질적인 너겟 지름은 용융량에 비해 크지 않다. 반면 내돌기 형상 너트의 경우 상대적으로 바깥으로 이동하는 용융금속이 적어 용입이 깊다. 이와 같은 이유로 용융금속 흐름 제어 측면에선 외돌기 너트보다 내돌기 너트가 유리하다고 판단되었다.

Fig. 4-16는 사각 외돌기 너트와 사각 내돌기 너트를 각각 13kA, 18kA로 7cycle 동안 용접한 결과의 육안 조직 사진이다. 시뮬레이션과 동일하게 가압에 의해 용접발이 외부로 들리는 현상이 외돌기 형상에서 관찰되었으며 그 결과 상대적으로 내돌기 형상에서 용입이 깊은 것이 확인되었다.

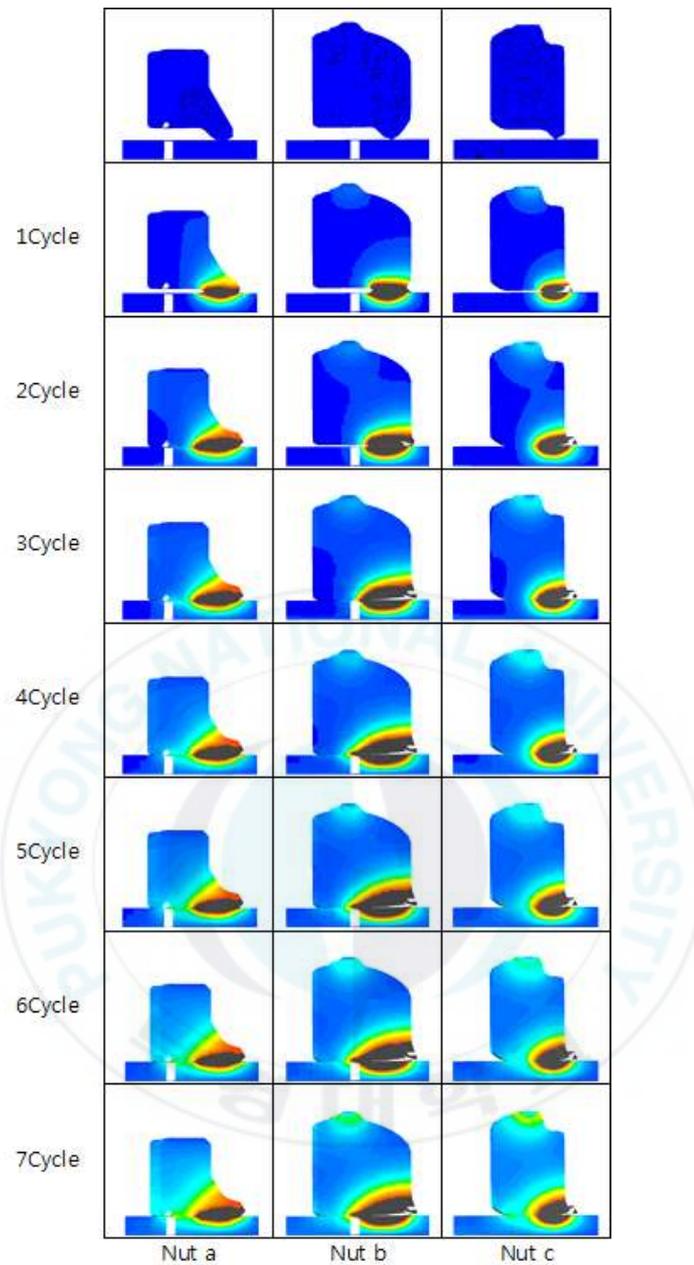


Fig. 4-15 Nugget formation in SORPAS 3D

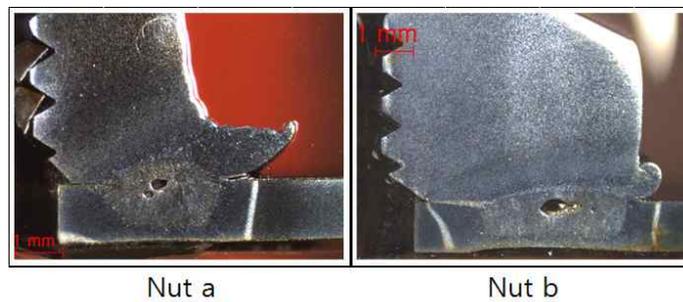


Fig. 4-16 Nugget formation of actual welding process

1.2.2 시뮬레이션으로 도출한 개선 너트 형상

실험계획법(design of experiment : DOE)으로 설계하고 시뮬레이션을 통해 용접성을 비교한 개선 너트 형상들 중 최적 형상을 도출하기 위해 가중치를 적용하는 방법을 선택하였다.

Table 4-6은 사각 외돌기 너트의 용융 체적과 붕괴 시간 결과를 상대적인 수치로 치환한 값이다. 앞선 용접 품질 향상 기준을 적용하여 클수록 유리한 용융 체적의 경우 최대값을 1, 최소값을 0으로 두었으며, 빠를수록 유리한 붕괴 시간은 최솟값을 1, 최대값을 0으로 두어 보간법을 사용해 각 시뮬레이션 결과를 치환하였다. 이 방법을 세 종류의 너트에 동일하게 적용하였다.

가중치는 평가항목의 중요도가 동일할 때 1, 상대적으로 중요도가 클 때 3을 부여하였다. Table 4-7은 (a)용융 체적을 중요하게 고려, (b)붕괴 시간을 중요하게 고려, (c)용융 체적과 붕괴 시간의 중요도가 동일할 때의 가중치를 계산한 결과이다.

이 가중치를 앞서 도출한 시뮬레이션 결과 상대치에 곱하여 합산한 값을 토대로 형상별 개선 정도를 비교하여 상위 세 개 형상을 Table 4-8에 정리하였다.

Table 4-6 Substitution square outer leg nut simulation results with relative values

No. Exp.	Combination of factors & levels				Melted volume (mm ³)	
	A	B	C	D	Absolute value	Relative value
1	0	0	0	0	25.309	0
4	1	0	1	0	28.226	0.059
				⋮		
23	1	2	1	1	72.657	0.959
26	2	2	2	1	74.669	1

(a) melted volume

No. Exp.	Combination of factors & levels				Collapse time (ms)	
	A	B	C	D	Absolute value	Relative value
27	0	2	2	2	129	0
18	2	1	2	2	102	0.321
				⋮		
10	1	1	0	0	48	0.964
1	0	0	0	0	45	1

(b) collapse time

Table 4-7 Weighting methods for simulation results

	Melted volume	Collapse time	Weight
Melted volume	1	3	0.75
Collapse time	1/3	1	0.25
Sum			1

(a)

	Melted volume	Collapse time	Weight
Melted volume	1	1/3	0.25
Collapse time	3	1	0.75
Sum			1

(b)

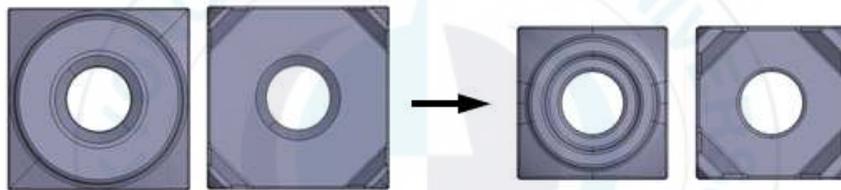
	Melted volume	Collapse time	Weight
Melted volume	1	1	0.5
Collapse time	1	1	0.5
Sum			1

(c)

Table 4-8 Optimal modeling of nut

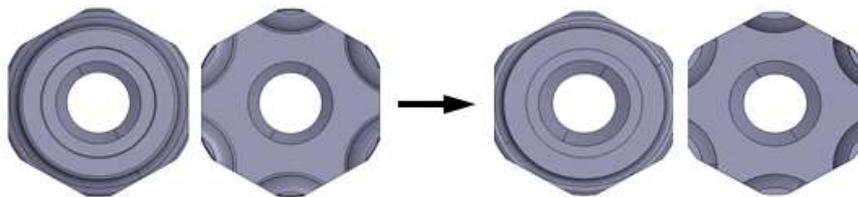
Weighting method	Nut		
	Square outer leg	Square inner leg	Hexagonal inner leg
0.25-0.75	23, 25, 26	22, 24, 25	13, 23, 24
0.50-0.50	19, 22, 25	13, 20, 22	3, 5, 13
0.75-0.25	22, 23, 25	13, 22, 24	13, 23, 24

최종적으로 용융 금속 제어에 유리한 내돌기 형상이자 용융 체적과 붕괴 시간의 중요도를 동일하게 고려한 사각 내돌기의 22번, 육각 내돌기의 23번을 가장 개선된 형상으로 결정하였다. 다음의 Fig. 4-17은 선정된 개선 너트를 기존 너트 시뮬레이션 결과와 비교한 것이다.



	Before		After	
Nut volume(mm ³)	1056.0	→	772.8	27%(↓)
Leg volume(mm ³)	14.624		26.008	77%(↑)
Melted volume(mm ³)	45.677		87.040	90%(↑)
Collapse time(ms)	42		55	31%(↑)

(a) Square inner leg nut



	Before		After	
Nut volume(mm ³)	896.5	→	899.4	-
Leg volume(mm ³)	20.682		26.450	28%(↑)
Melted volume(mm ³)	50.697		63.234	25%(↑)
Collapse time(ms)	67		54	19%(↓)

(b) Hexagonal inner leg nut

Fig. 4-17 Result changes by improvement of design (M6 nut)

개선된 사각 내돌기의 경우 전체 체적이 27% 감소하여 경량화적 측면에서 우수한 동시에 용융 체적은 90% 증가하여 충분한 너겟을 확보할 수 있을 것으로 기대된다. 붕괴 시간은 31% 증가하여 용접발 붕괴 측면에선 불리해진 것으로 보이지만 용접발이 완전히 붕괴하지 않는 조건인 60 ~ 80ms를 넘지 않았다.

개선된 육각 내돌기의 경우 전체 체적에 큰 변화가 없는 동시에 용융 체적은 25% 증가하고 붕괴 시간은 19% 감소함으로써 용접 품질 향상 기준에 적합한 형상으로 판단되었다.



제 5장 개선 너트 평가

5.1 개선 너트 용접 실험

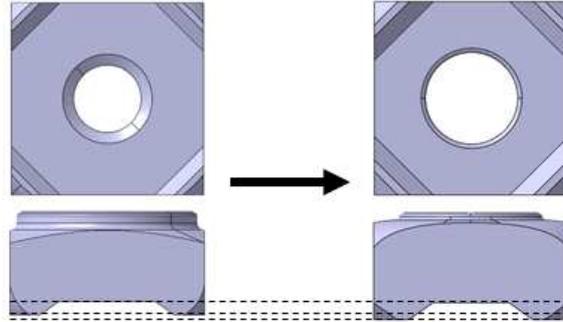
수행한 M6 너트 시뮬레이션 결과를 적용한 개선 M8 너트 형상의 로브곡선을 도출하여 기존 M8 너트 로브곡선과의 비교를 통해 초 고강도강에서의 용접 품질 개선 여부를 확인하였다.

5.1.1 개선 M8 너트

앞선 M6 너트 시뮬레이션 결과 용접발 체적과 관련된 인자들이 용접성에 유의한 영향을 주는 것을 확인하였기 때문에 이를 적용하여 M8 너트의 설계 인자로 용접발 대각길이와 용접발 높이를 선택하여 시뮬레이션을 수행하였다. 개선 M8 사각 내돌기 너트는 기존의 M6 사각 내돌기 너트 형상을 기준으로 두었으며, 개선 M8 육각 내돌기 너트는 기존의 M8 육각 내돌기 너트 형상을 기준으로 설계하였다. 개선 모델들은 기존 모델들보다 용접발의 높이와 체적이 증가한 형태이며 Fig. 5-1은 개선 M8 너트의 시뮬레이션 결과를 정리한 것이며 Fig. 5-2은 설계 정보이다.

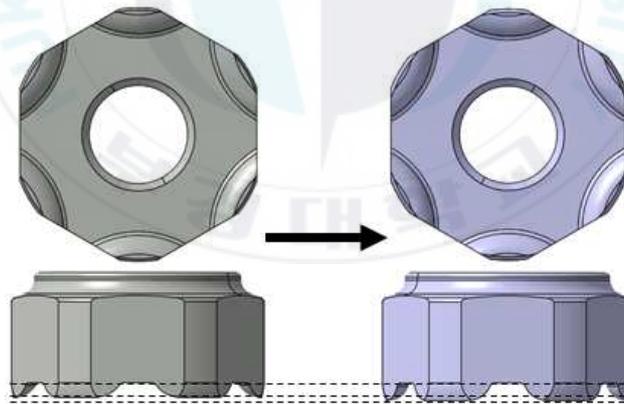
개선된 M8 사각 내돌기의 경우 약 1000 m 로 기존 M6 너트와 체적이 흡사하기 때문에 기존 M8 너트와 비교하여 경량적인 측면에서 우수한 동시에 용융 체적은 104% 증가하여 뛰어난 용착강도를 가질 것으로 기대된다. 용접발 전체 체적이 77% 증가하여 붕괴 시간이 늦춰지는 결과를 낳았으나 시뮬레이션 결과를 비교하여 용융 체적면에서 가장 우수한 모델을 선정하였다.

개선된 M8 육각 내돌기의 경우 너트 전체 체적은 기존 M8 육각 내돌기 형상과 유사하지만 용접발 체적이 33% 증가함으로써 용융 체적은 증가하고 붕괴 시간은 앞당겨진 결과로 인한 용접성 향상이 기대된다.



	Before		After	
Nut volume(mm ³)	1056.0	→	985.8	-
Leg volume(mm ³)	14.624		25.900	77%(↑)
Melted volume(mm ³)	45.677		93.132	104%(↑)
Collapse time(ms)	45		68	51%(↑)

(a) Square inner leg nut



	Before		After	
Nut volume(mm ³)	1292.0	→	1302.0	-
Leg volume(mm ³)	30.300		40.300	33%(↑)
Melted volume(mm ³)	62.759		67.769	8.0%(↑)
Collapse time(ms)	80		74	7.5%(↓)

(b) Hexagon inner leg nut

Fig. 5-1 Result changes by improvement of design (M8 nut)

Parameters	Value	
	Square inner leg nut	Hexagonal inner leg nut
S(mm)	14.0	16.0
h(mm)	6.5	7.5
Leg height(mm)	1.2	1.2
Nut volume(mm ³)	985.8	1302.0
Leg volume(mm ³)	25.900	40.300

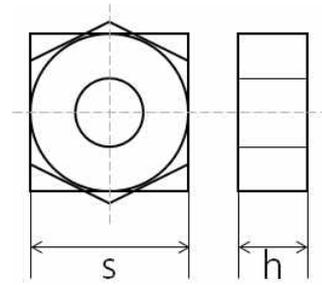


Fig. 5-2 Specifications of designed M8 weld nuts

기계 가공과 금형 제작을 통해 실물 모델을 제작하여 용접 실험을 진행하였으며 기존 M8 너트와 동일한 소재인 SWCH10A를 사용했다.



5.1.2 로브곡선

실험에 사용한 용접전원은 DC inverter, 가압력은 4.5kN, 냉각수의 유입온도는 30℃, 냉각수량은 5 /min, 냉각수의 압력은 300kPa로써 기존 M8 너트 로브곡선 도출 실험과 동일한 용접 조건을 적용하였다. 시편 역시 중앙에 볼트 체결을 위한 홀 가공이 된 30mm x 30mm x 1.2mm 치수의 핫스탬핑 보론강(SABC1470) 소재로 기존 실험과 동일하다.

기존 너트 용접성 평가와 동일하게 조건 당 2 ~3 회 반복 실험을 통하여 Fig. 5-3과 같은 각 개선 너트 형상에 대한 로브곡선을 확보하였다

사각 내돌기의 경우 용접 전류 13kA부터 허용 용착 강도 500kgf를 만족하였으며 15kA부터 스파터가 발생하였다. 17kA에서 적정 용접 구간을 가지는 기존 M8 너트보다 저전류에서 용접이 가능하다는 변화를 보였다. 용접 시간을 10cycle로 상한선을 두었을 때 총 여섯 가지 조합의 적정 용접 조건을 도출하였으며 최대 용착 강도는 828.20kgf이다.

육각 내돌기의 경우 용접 전류 16kA부터 허용 용착 강도 500kgf를 만족하였으며 18kA부터 스파터가 발생하였다. 기존 M8 너트와 유사한 로브곡선을 가지지만 용접 전류 16kA일 때 고사이클에서 적정 용접 구간이 나타남으로써 용접성이 향상된 것을 확인할 수 있다. 사각 내돌기와 동일하게 용접 시간을 11cycle로 상한선을 두었을 때 총 여덟 가지 조합의 적정 용접 조건을 도출하였으며 최대 용착 강도는 787.93kgf이다.

Fig. 5-4는 기존 M8 너트의 용접 실험 결과와 비교하여 개선 모델들의 용접성 향상 여부를 확인하기 위해 세 종류의 로브곡선을 하나로 도식화한 것이다. 개선 너트의 경우 기존 용접 조건보다 낮은 전류대에서 적정 용접 구간을 확보할 수 있었으며 상대적으로 넓은 로브곡선을 가지는 것을 확인할 수 있다. 사각 내돌기, 육각 내돌기 순으로 기존 대비 적정 용접 조합은 50%, 100% 향상하며 최대 용착 강도는 12%, 7% 향상함을 확인했다.

(단위 : kgf)

10	387.10	660.40	649.80			
9		635.20	828.20			
8		585.10	771.60			
7		401.90	771.00	759.90		
6			375.90			
5			443.60	413.90		
4						
3						
Time(cycle) Current(kA)	12	13	14	15		

(a) Square inner leg nut

11	348.74	710.95	787.93			
10	372.55	612.54	720.74			
9	308.77	539.63	662.36			
8	266.28	426.24	576.95			
7	118.92	324.47	534.87	243.71		
6					427.26	
5		144.80				
4						381.80
3		53.03				
Time(cycle) Current(kA)	15	16	17	18	19	20

(b) Hexagon inner leg nut

Fig. 5-3 Weld strength lobe curves of designed M8 weld nuts

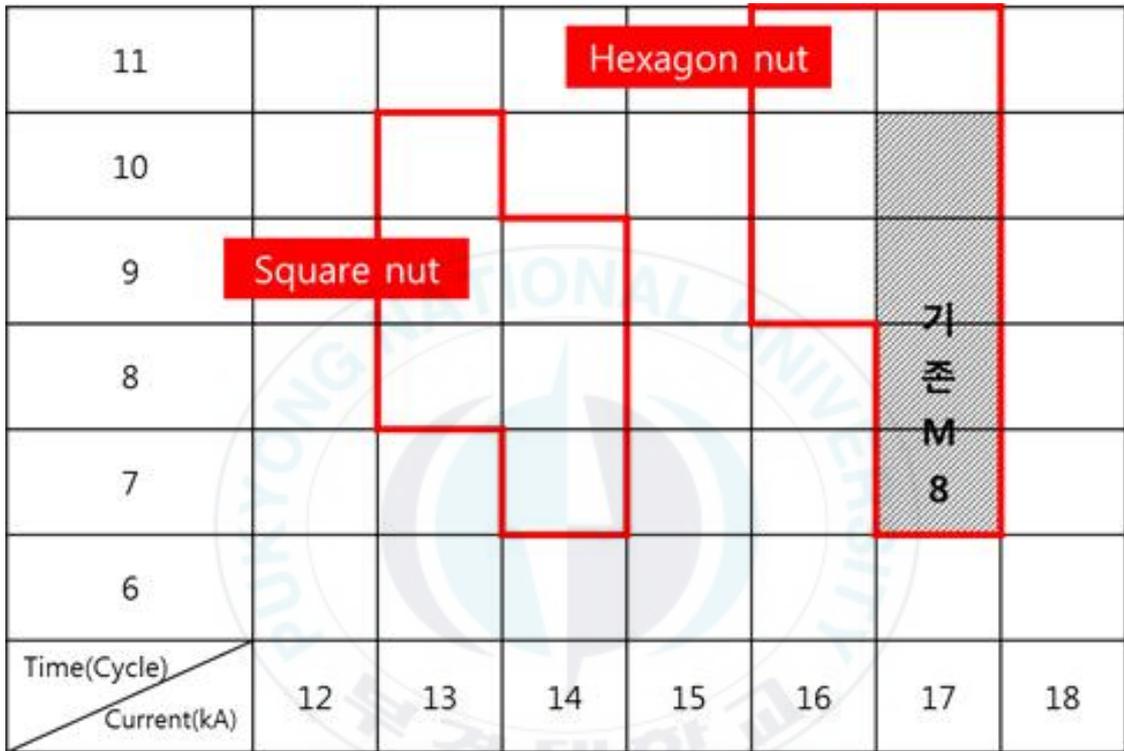


Fig. 5-4 Improvement of weld strength lobe curve

제 6장 결 론

본 논문에서는 초 고강도강 중 하나인 핫스탬핑 보론강에 대한 너트 프로
젝션 용접성 향상을 위하여 시뮬레이션을 통해 하드웨어 최적화를 진행하
였다.

시뮬레이션 결과 형상에 상관없이 너트 몸통 체적에 유의한 대변 길이보
다 용접발 체적을 결정짓는 인자들이 상대적으로 용융 체적에 더 영향을 주
는 것을 확인하였다. 용접발 체적에 가장 유의한 인자인 용접발 대각길이가
동시에 용융 체적에도 가장 큰 영향을 보였다.

용융 체적은 용접발 체적이 증가하면 함께 증가하다 어느 시점부터 감소
하는 경향을 보였다. 충분한 용융 체적을 얻기 위해선 용접발 체적은 형상
과 무관하게 25 ~ 40mm³를 만족해야 하는 것으로 판단되었다.

용접발 붕괴 시간이 80ms 이상일 경우 통전이 끝나고도 용접발이 완전히
붕괴되지 않아 너트 몸통이 강판과 접촉하지 않는 경향을 보였다.

용접발의 용융금속이 강판 위에서 거동하는 동시에 가압에 의한 들림 현
상으로 실질적인 너겟 지름은 용융량에 비해 크지 않는 외돌기 형상보다 상
대적으로 바깥으로 이동하는 용융금속이 적은 내돌기 형상이 너겟 형성에
있어 유리하다 판단되었다.

이와 같은 시뮬레이션 결과를 토대로 설계한 개선 HEX_M8 너트의 경우
사각 내돌기, 육각 내돌기 순으로 기존 HEX_M8 대비 용접발 체적이 77%,
33% 증가하였다. 시뮬레이션 상에서 용융 체적은 각각 104%, 8% 증가하였
으며 용접발 붕괴 시간은 80ms 이하를 만족하였다. 용접 평가 결과 기존 너
트 대비 적정 용접 조합은 50%, 100% 향상하며 최대 용착 강도는 12%, 7%
향상함을 확인하였다. 개선품의 경우 기존 용접 조건보다 낮은 전류대에서
용착 강도가 향상함으로써 상대적으로 넓은 적정 용접 구간을 확보하였다.

Reference

1. 박형수, “ 자동차 무게를 줄여라..경량화 관련주 뜬다 ”, 이데일리, 2013. 7.
2. 김재완, “ 자동차용 초고강도강의 너트프로젝션 용접에서 용착강도 향상에 대한 연구 ”, 부경대학교 대학원 : 기계공학과 지능형 용접 및 자동화 2016. 2,
3. 최두열, 김영곤, “ 자동차용 강재의 접합기술 동향 ”, 대한용접접합학회지, 27-2, p. 125-130, 2009. 4.
4. D. W. DICKINSON, J. E. FRANKLIN AND A. STANYA “ Characterization of Spot Welding Behavior by Dynamic Electrical Parameter Monitoring ”, Welding Research Supplement, p. 170 - 176, 1980. 6.
5. J. V. Adams, G. N. Matthews AND M. L. Begeman, “ Effect of Projection Geometry Upon Weld Quality and Strength ”, Welding Research Supplement, p. 466 - 470, 1965. 10.
6. A. Cunningham, JR., AND M. L. Begeman, “ Effect of Projection Height upon Weld Quality and Strength ”, Welding Research Supplement, p. 26 - 30, 1966. 1.

7. X. SUN, “ Effect of Projection Height on Projection Collapse and Nugget Formation – A Finite Element Study ”, Welding Research Supplement, p. 211 - 216, 2001. 9.

8. Eric J. Michaud, Dan P. Vanderzwet, “ A Comparison of AC and Mid-Frequency DC Projection Weld Quality ”, Sheet Metal Welding Conference VIII, p. 1 - 8, 1998. 10.

9. Michael L. Kuntz, John C. Bohr, “ Modeling Projection Welding of Fasteners to AHSS Sheet using Finite-Element Method ”, Sheet Metal Welding Conference XII, p. 1 - 12, 2006. 5.

10. E. Tolf, J. Hedegard, “ Resistance weld nut Welding: Improving the Weldability and Joint Properties of Ultra High Strength Steels ”, WELDING IN THE WORLD -LONDON-, Vol.51, No. 3 - 4, 2007.

11. H. Karbasian, A.E. Tekkaya, “ A review on Hot stamping ”. 2103-2118, 2010.

12. 최홍석, 김병민, 박근환, “ 열처리 된 보론강판 및 합금화용융아연도금강판의 점용접 특성 평가 ”, 한국정밀공학회 학술발표대회 논문집, Vol.2009, No.10, 2009.

13. 中村 孝 外, “ 低抗鎔接 ”, 62 - 64, 1979.

14. 김명준, “ 저항 용접 ”, 기문사, 개정2판, 2009.
15. 용접 접합 편람Ⅲ, 대한용접접합학회, 2007.
16. Zhang. Hongyan, Senkara, Jacek, " Resistance welding -Fundamentals and Applications ", CRCPrILlc, 2005.
17. “ SORPAS Version 10.6 User Manual ”, SWANTEC. 2011.
16. Zhang, Wenqi, " Design and Implementation of Software for Resistance Welding Process Simulations ", Journal of Materials & Manufacturing, Vol.112, pp.556-564, 2004.

