creative commons
COMMONS DEED

저작자표시 2.0 대한민국

이용자는 아래의 조건을 따르는 경우에 한하여 자유롭게

- 이 저작물을 복제, 배포, 전송, 전시, 공연 및 방송할 수 있습니다.
- 이차적 저작물을 작성할 수 있습니다.
- 이 저작물을 영리 목적으로 이용할 수 있습니다.

다음과 같은 조건을 따라야 합니다:

저작자표시. 귀하는 원저작자를 표시하여야 합니다.

- 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

dCollection

공학석사 학위논문

핫스탬핑강의 너트 프로젝션 용접 시 너트 재질이 용접부 파단모드 변화에 미치는 영향

The Effect of Composition of Nut Material on the Fracture Behavior in Nut Projection Welding of Hot-Stamped Steel Sheet

지도교수 문 경 만

2017년 02월

한국해양대학교 대학원

조선기자재공학과

임 성 상

본 논문을 임성상의 공학석사 학위논문으로 인준함.

위원장 김 윤 해 (인)

위 원 문 경 만 (인)

위 원 박 영 도 (인)

2017년 01월

한국해양대학교 대학원

Collection @ kmou

목 차

List of Tables ····· iii
List of Figures ····· iv
Abstract ····· vi

1. 서 론 ····· 1

2. 이론적 배경
2.1 핫스탬핑강 ····· 3
2.2 저항 용접 ····· 4
2.2.1 저항 용접의 원리 ····· 4
2.2.2 저항 용접의 주요 공정변수 ····· 6
2.3 너트 프로젝션 용접 ····· 8

3. 실험방법
3.1 실험 소재 및 소재 ····· 10
3.2 너트 프로젝션 용접 전류 범위 선정 ····· 13
3.4 분석 방법 ····· 14
3.4.1 Pull-out test ····· 14
3.4.2 용접부 관찰 ····· 15
3.4.3 파단면 관찰 ····· 15

Collection @ kmou

4. 실험 결과 및 고찰

4.1 너트 재질별 가용전류구간 및 Pull-out 하중 비교 ····· 16

4.2 너트 재질별 경도 및 파단모드 분석 ····· 19

4.3 수축공 발생이 파단모드에 미치는 영향 ····· 27

4.4 파단모드에 따른 Pull-out 하중 변화 ····· 34

5. 결 론 ····· 37

참고문헌 ····· 39

감사의 글

Collection @ kmou

List of Tables

Table 1 Chemical composition of tested steel

Table 2 Chemical composition of weld nuts

Table 3 Welding condition for the nut projection welding.

KOREA MARITIME AND OCEAN UNIVERSITY
1945
한국해양대학교

Collection @ kmou

List of Figures

Fig. 1 Schematic diagram of resistance welding.

Fig. 2 SORPAS simulation of Nut projection welding of carbon steel square nut, 13kA 4.5 kN

Fig. 3 Schematic diagram of nut projection welding samples,
(a) Cross section of sample positioning (b) Nut,
(c) Magnified bottom view of one leg of the nut, (d) Plate.

Fig. 4 Nut projection welding experimental set up.

Fig. 5 Pull-out load test, (a) Fixture for pull-out testing,
(b) Sample, (c) Schematic diagram.

Fig. 6 Weldability diagram based on pull-out load for nut projection welding with hot-stamped steel sheet (electrode force 4.5 kN),
(a) Carbon steel nut, (b) Boron steel nut

Fig. 7 Cross section images of nut projection welded sample with 13 kA, 117 ms and 3.5 kN, (a) Carbon steel nut (b) Boron steel nut.

Fig. 8 Hardness distributions of nut projection welded carbon steel nut and boron steel nut with 13 kA

Fig. 9 Different fracture modes in the nut projection welding for carbon steel nut: (a) Schematic diagram showing the crack propagation in different fracture modes as different cases, (b) Case 1 with Nut Fracture, (c) Case 2 with Partial Thickness Fracture,
(d) Case 3 with Plug Fracture.

Collection @ kmou

Fig. 10 Different fracture modes in the nut projection welding for boron steel nut: (a) Schematic diagram showing the crack propagation in different fracture modes as different cases (b) Case 4 with Interfacial Fracture (c) Case 5 with Partial Thickness Fracture (d) Case 6 with Plug Fracture

Fig. 11 Effect of shrinkage cavity on the fracture mode in the nut projection welding of carbon steel nut (a) schematic diagram showing the effect of shrinkage cavity on the crack propagation in different fracture modes as different cases (b) Case 7 with partial interfacial-partial nut fracture (c) case 8 with partial interfacial-partial thickness (d) Partial interfacial-partial thickness fracture.

Fig. 12 Effect of shrinkage cavity on the fracture mode in the nut projection welding of boron steel nut, (a) Schematic diagram showing the effect of shrinkage cavity on the crack propagation in different fracture modes as different cases (b) Case 10 with interfacial fracture (c) case 11with partial interfacial-partial thickness fracture.

Fig. 13 Influence of shrinkage cavity on fracture mode in terms of Void factor, (a) Average void factor-fracture mode diagram (b) Void factor-fracture mode diagram

Fig. 14 Fracture modes exhibited by the four legs in the nut projection welding of carbon steel with 13 kA 117 ms and 3.5 kN, (a) fracture surface at plate (b) fracture surface at nut.

Fig. 15 Pull-out load vs. Fracture modes in the legs of carbon steel and boron steel nuts

Collection @ kmou

The Effect of Composition of Nut Material on the Fracture Behavior in Nut Projection Welding of Hot-Stamped Steel Sheet

SungSang Lim

Department of Marine Equipment Engineering
Graduate School of
Korea Maritime and Ocean University

Abstract

The use of materials for modern lightweight auto-bodies is becoming more complex than hitherto assemblies. The high strength materials nowadays frequently used for more specific fields such as the front and rear sub frames, seat belts and seats are mounted to the assembled body structure using bolt joints. It is desirable to use nuts attached to the assembled sheets by projection welding to decrease the number of loose parts which improves the quality. In this study nut projection welding was carried out between a nut of both boron steel and carbon steel and ultra-high strength hot-stamped steel sheets. Then, the joints were characterized by optical and scanning electron microscope.

Collection @ kmou

The mechanical properties of the joints were evaluated by microhardness measurements and pull-out test. An indigenously designed sample fixture set-up was used for the pull-out tests to induce a tensile load in the weld. The fractography analysis revealed the dominant interfacial fracture between boron steel nut weld which is related to the shrinkage cavity and small size fusion zone. A non-interfacial fracture was observed in carbon steel nut weld, the lower hardness of HAZ caused the initiation of failure and allowed the pull-out failure which have higher in tensile strengths and superior weldability. Hence the fracture load and failure mode characteristics can be considered as an indication of the weldability of materials in nut projection welding.

KEY WORDS: Nut projection welding 너트 프로젝션 용접; Hot stamped steel 핫스탬핑강; Carbon steel nut 탄소강 너트; Boron steel nut 보론강 너트; Failure mode 파단모드; Shrinkage cavity 수축공

Collection @ kmou

제 1 장 서 론

최근 자동차 산업은 연비 및 온실가스 배출 규제 대응을 위해 내연 기관 개선, 신구동력 개발, 공력특성 향상 및 차체 경량화 기술 개발 등 다양한 연구가 진행되고 있다. 그 중, 소재 자체의 강도를 높여 중량을 절감 시키는 차체 경량화는 가장 현실적인 대안으로 인식되고 있다[1,2]. 그 중 핫스탬핑강(hot stamped steel)은 일반적으로 소량의 보론 첨가강을 900~950도의 온도로 가열 후 성형과 동시에 냉각함으로써 고강도와 성형성을 모두 확보하는 장점이 있어 차체 경량화를 위해 적극적으로 사용되고 있다[2,3]. 그러나 자동차 차체 조립 공정에서 핫스탬핑강 판재 적용이 증가 함에 따라 너트 프로젝션 용접 시 용접부 용착강도 저하 및 계면파단 등의 문제에 기인하여 차체 조립 품질확보에 어려움이 있다. 너트 프로젝션 용접 시 너트 소재의 탄소함량 또는 경도가 높을수록 너트와 판재의 접합면에서 계면파단(Interfacial Fracture)이 빈번히 발생하는 것으로 알려져 있다[4,5]. 이는 자동차 차체 강판의 저항 점용접에서 관찰되는 현상과 유사한 것으로, 판재의 강도 또는 경도가 높을 경우 취성이 높은 미세조직에 기인한 계면 파단발생의 확률이 높기 때문이다. 고강도강은 용접부와 열영향부의 높은 경도 및 강도에 의해 충분한 Load carrying capacity를 가지더라도 계면파단(Interfacial Fracture) 발생 빈도가 높다. 즉, 높은 경도의 고강도강은 연강에 비해 Interfacial fracture sensitivity가 높아 Pull-out Fracture를 확보하기 위한 너깃경(Nugget diameter)을 더 크게 확보해야 된다[6-9]. 그러나 아직까지 핫스탬핑강 판재 너트 프로젝션 용접에 대한 구체적인 연구 사례는 찾아보기가 어렵다.

또한 핫스탬핑강 판재의 너트 프로젝션 용접에서 고강도판재의 요구와 함께 고강도 너트 적용에 대한 요구도 증가하고 있다. 그 이유로는 볼트 체결 시 너트 나사선이 쉽게 손상되어 볼트체결이 되지 않아 불량이 빈번하게 발생되므

Collection @ kmou

로, 볼트 체결 시 내마모성이 높은 나사선 확보가 가능한 고강도 보론강 너트로 소재 전환에 대한 필요성이 증가하고 있다. 그러나 이러한 보론강 너트의 적용, 즉 너트 재질의 고강도화로 전환에 따른 너트 프로젝션 용접부 특성 및 파단특성에 연구는 진행된 바가 없다. 특히, 핫스탬핑강판 너트 프로젝션 용접부 pull-out 하중 확보 및 양호한 파단모드 확보를 위해서는 너트 재질에 따른 너트 프로젝션 용접의 구체적인 파단모드 연구가 필수적이다. 따라서 본 연구에서는 핫스탬핑강 판재의 프로젝션 용접 시 탄소강 너트와 보론강 너트 각각에 대한 용접 특성 및 용접부 파단모드를 비교 분석한 후 파단모드에 미치는 영향인자들을 고찰해 보았다.

Collection @ kmou

제 2 장 이론적 배경

2.1 핫스탬핑강

최근 자동차사에서 연비 및 온실가스 규제 대응에 맞추어 차체 경량화가 가능하고, 충돌 사고에 대한 내구성을 향상 시킬 수 있는 고강도강의 연구가 활발하게 진행되고 있으며 실제 많은 양의 고강도강이 자동차에 적용 되고 있다. 소재기술 측면에서 자동차용 강판은 1180MPa 급까지 상용생산이 가능하지만 이러한 고강도강은 낮은 연신율로 부품화 하는 데는 여러 기술적인 한계가 있다. 이러한 성형성 문제를 해결하기 위해, 최근에는 고온에서 성형과 동시에 빠른 냉각을 함으로써 성형성과 고강도를 모두 확보할 수 있는 핫스탬핑(hot-stamping) 공정이 개발되었다. 핫스탬핑 기술은 기존의 프레스(press) 성형이 냉간 상태에서 이루어지는 것과 달리 고온에서 이뤄진다. 핫스탬링 공법은 탄소강의 소입 경화능을 향상시킬 수 있는 B, Mo, Cr 등을 미량 첨가하여 제조한 보론 스틸을 A_3 변태점 이상의 온도로(약 900~950℃)의 고온으로 가열하여 미세조직을 오스테나이트(austenite)로 변태시킨 후, 금형에 의해 성형과 동시에 급랭시켜 마르텐사이트(martensite) 조직으로 변태시킴으로써, 성형함과 동시에 약 1500 MPa 수준 인장강도를 제품을 얻는 프레스 가공 방식을 일컫는다. 핫스탬핑 공정은 고온에서 이뤄지기 때문에 고강도 강재의 냉간성형 가공 중에 발생하는 스프링백(springback)과 같은 변형문제를 최소화 할 수 있다. 이러한 공법의 적용으로 성형성이 우수한 고강도 강재를 적용 가능하게 되었으며, 차체 경량화 및 충돌 내구성 향상 시킬 수 있다.

Collection @ kmou

2.2 저항 용접

2.2.1 저항 용접의 원리

저항 용접은 Fig.1에서 보인 바와 같이 피용접재를 두 전극사이에 고정시키고, 전류를 흐르게 하여 판재의 접촉부에서 발생하는 접촉저항과 금속의 고유저항에 의해 열을 얻고, 이로 인하여 금속이 가열 또는 용융하면 가해진 압력에 의하여 접합부를 형성하는 공정이다.[10,11]. 일반적으로 저항용접 공정은 통전시간이 매우 짧아 생산성이 높기 때문에 생산 현장에 널리 사용되고 있다. 또한 용접 시 사용되는 용가재 및 플럭스를 필요로 하지 않으며, 용접 도중 발생하는 유해가스나 자외선 및 슬래그 등이 발생하지 않아 용접부의 품질이 우수하다.

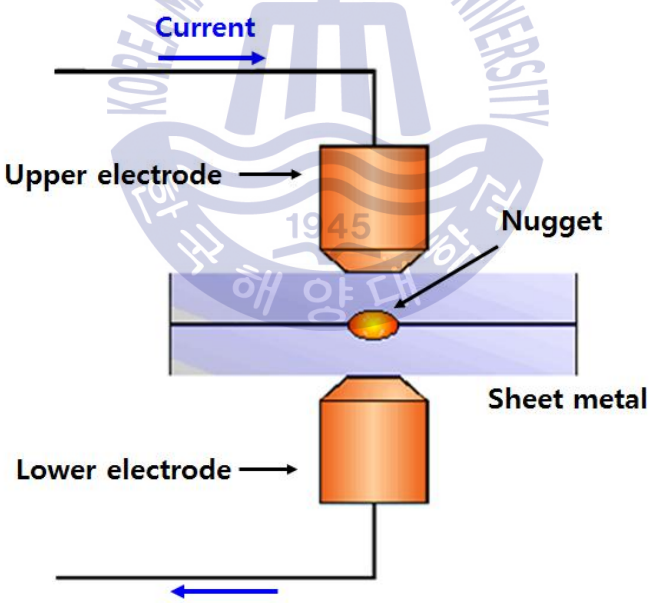


Fig. 1 schematic diagram of resistance welding.

Collection @ kmou

저항용접에서는 저항열이 매우 중요한 역할을 하며, 피용접재에 전류가 흐르는 경우 발생하는 저항열은 전류의 제곱에 비례한다.

$$Q = I^2Rt(J) = 0.24I^2Rt(cal) \quad (1)$$

여기서 Q는 발열량, I는 전류, R은 저항 및 t는 통전시간을 의미한다. 위의 식에서 R은 용접재료의 저항뿐만 아니라 전극을 포함하여 저항 용접 장치 2차 회로 전체의 저항이다.

용접부에서의 발열효율을 높이기 위하여 저항 용접법에서는 가능한 전기전도도가 높은 전극을 사용하는데, 전극의 전기전도도가 높으면 강도가 낮기 때문에 전극의 재료로 전기전도도와 강도를 만족 할 수 있는 Cu 합금을 많이 사용한다.

통전회로의 저항은 재료의 비저항 단면적과 길이에 영향을 받고 이를 이용하여 식 (1)을 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$Q = I^2(\frac{\rho L}{A})t \quad (2)$$

우수한 저항 용접품질을 확보하기 위해서 식(2)의 전류와 통전시간, 비저항 그리고 단면적을 고려해야 된다. 저항열은 전류의 제곱에 비례하고, 회로 저항과 전류를 흘린 시간인 통전시간에 비례한다. 전류가 흐르는 부위의 단면적이 작을수록 발열량이 증가하기 때문에 단면적이 커진다면 발열이동일한 전류로

Collection @ kmou

용접하는 경우에도 통전 경로의 단면적이 감소하면 전류밀도가 증가하는 효과를 얻을 수 있다. 또한 단면적이 클 경우 적절한 전류를 적용하여 발열량을 증가시켜야 우수한 용접품질을 확보가능하다.

2.2.2 저항 용접의 공정변수

저항 용접의 주요 공정변수로는 크게 용접전류, 가압력, 통전시간이 있으며, 이외에도 전류 파형, 전극의 재질과 형상, 모재의 재질과 표면 상태 등이 용접품질에 영향을 준다.

용접전류는 저항열을 발생시키는데 가장 중요한 인자로, 모든 저항용접에서 저항열은 전류의 제곱에 비례하여 발생하기 때문에 가장 중요한 변수이다. 전극 가압력과 통전시간 이 일정한 조건에서 용접전류를 변화시키면, 일정 전류값 이상에서는 피 용접재의 계면에서 너깃(nugget)이 형성된다. 일반적으로 용접전류를 증가시키면 너깃이 증가하고 용접강도가 상승한다. 그러나 일정 이상의 과다 전류를 통전시키면 스패터가 발생되어 용접 품질 저하는 물론 너깃 내부에서도 응고 균열이나 기공 결함이 발생할 가능성이 높아진다.

통전시간은 전류가 피용재에 통전되는 시간으로 저항용접에서 발생하는 저항열은 용접전류가 흐르는 시간에 비례하기 때문에 통전시간은 중요한 공정 변수이다. 용접전류와 가압력이 일정한 조건에서 용접을 시작하면, 초기에는 저항열에 의해 접합면의 온도가 증가하여 재료가 연화되기 때문에 접촉면이 넓어진다. 일정 통전시간이 경과하면 저항열에 의해 너깃가 형성되며, 통전시간이 더 증가함에 따라 너깃이 크게 성장하게 되고 이후 통전 시간이 계속 증가하게 되면 스패터가 발생하여 과다 전류 통전 시와 같은 결함이 발생될 가능성이 높아진다.

가압력은 Fig. 1과 같이 상부전극과 하부전극이 피용접재를 누르는 압력이다. 가압력은 주로 접촉 저항을 조절해주며, 발열에 영향을 미친다. 전극은 용접전류를 통전시키는 역할과 함께 판재에 압력을 가하여 접촉면을 밀착시키는 역할을 한다. 압력은 공압, 유압 또는 기계적인 장치로 발생시키며, 압력의 역할은

Collection @ kmou

용접 초기에 피용접재-전극, 피용접재-피용접배 사이의 접촉면을 밀착시킨다. 또한 접촉부의 초기 접촉저항을 감소시키고, 용접이 진행됨에 따라 내부의 용융된 금속이 비산되는 것을 방지한다. 그리고 안정된 너깃을 형성하게 한다.

KOREA MARITIME AND OCEAN UNIVERSITY
1945
한국해양대학교

Collection @ kmou

2.3 너트 프로젝션 용접

너트 프로젝션 용접은 저항 용접의 한 종류로 접합하고자 하는 너트에 돌기를 두어 저항 용접을 수행하는 것이다. 너트 프로젝션 용접의 주요 공정변수는 용접전류, 용접시간, 가압력으로 저항용접과 동일하다. 돌기가 가공된 너트와 판재를 접촉시킨 상태에서 가압 후 통전시키게 되면 돌기와 판재의 접촉부 계면에서 전류와 압력이 집중되며, 순간 많은 발열이 돌기부에 형성되어 융접되는 방식이다. 일반적으로 평평한 전극을 사용하며, 한쪽 소재는 가공된 판재 그리고 다른 한쪽은 돌기가 있는 너트를 사용한다.

탄소강 너트와 1.2mm 핫스탬핑강의 너트 프로젝션 용접과정을 Fig. 2에 SORPAS 상용프로그램을 이용하여 나타내었다. Fig. 2의 0 Cycle과 같이 초기 너트와 판재가 접촉시킨 상태에서 가압된 후 전류가 통전되면 0.3 Cycle과 같이 너트와 판재 계면에서 발열이 발생된다. 초기 발열이 발생된 이후 0.6 Cycle부터 발열 영역이 증가하면서 너트돌기가 붕괴되기 시작한다. 계속 용접시간이 지남에 따라 3 Cycle에서 너트 돌기가 모두 붕괴되어 너트 몸통과 판재가 맞닿게 되고, 넓어진 계면을 따라 용융영역(너깃)이 계속 성장하게 된다.

Fig. 2의 시뮬레이션 결과와 같이 너트 프로젝션 용접에서 큰 용융영역(너깃)을 확보하기 위해서는 높은 전류와 긴 용접시간이 필요하다. 하지만 적정 용접조건 보다 더 높은 용접전류와 긴 통전시간을 적용하게 되면 스패터 발생으로 인해 용접품질이 저하가 문제 그리고 피용접재에 과다 입열량이 가해지면 너트 몸통 및 너트 나사선의 변형이 발생되어 용접 불량이 발생될 수 있다.

Collection @ kmou

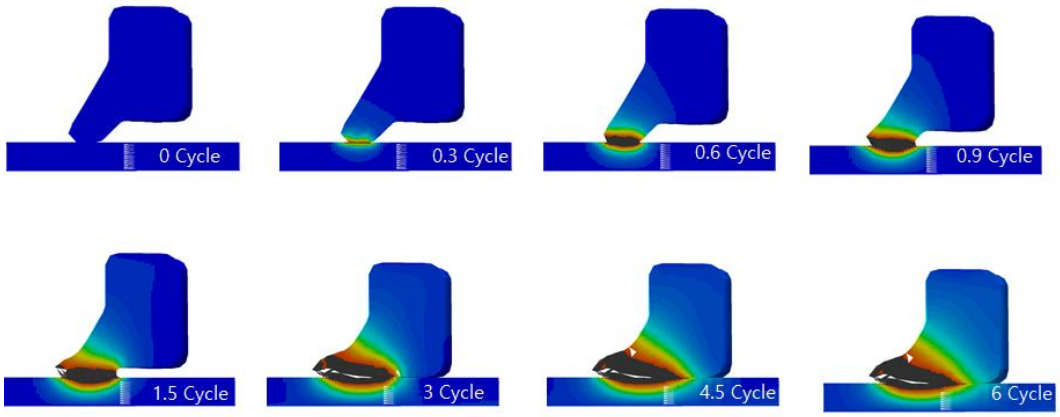


Fig. 2 SORPAS simulation of Nut projection welding of carbon steel sqaure nut, 13 kA 4.5 kN

KOREA MARITIME AND OCEAN UNIVERSITY
1945
한국해양대학교

Collection @ kmou

제 3 장 실험방법

3.1 실험소재 및 장비

본 연구에서 사용된 판재는 인장강도 1472 MPa 급, 두께 1.2 mm의 Al-Si 도금된 핫스탬핑강을 사용하였으며, 화학성분은 Table 1에 나타내었다. 핫스탬핑 처리는 가열로에서 920~950℃에서 5분 동안 유지 후 냉각 다이에서 급냉(Die quenching) 하였다. 열처리 시간은 미세조직이 오스테나이트로 변태되기 위한 최소 시간 5분으로 설정하였다[2,3].

실험에 사용된 너트는 내경 6mm, 대변길이 10mm 크기의 사각너트를 사용하였고, 너트 재질에 대한 화학조성은 Table2에 나타내었다.

너트 프로젝션 용접 시 사용된 판재와 너트의 도식도를 Fig. 3에 나타내었다. Fi.g. 3a와 같이 너트는 높이 5 mm의 너트 몸통과 소성 가공된 4개의 너트 돌기로 구성되어있다. 너트돌기는 Fig. 3b와 Fig. 3c에서 보여지는 것과 같이 너트 몸통 바깥쪽으로 향한 형태이며, 높이는 1 mm이다. 판재는 Fig. 3d와 같이 볼트 체결을 위해 중앙에 홀(Hole)가공을 하였다.

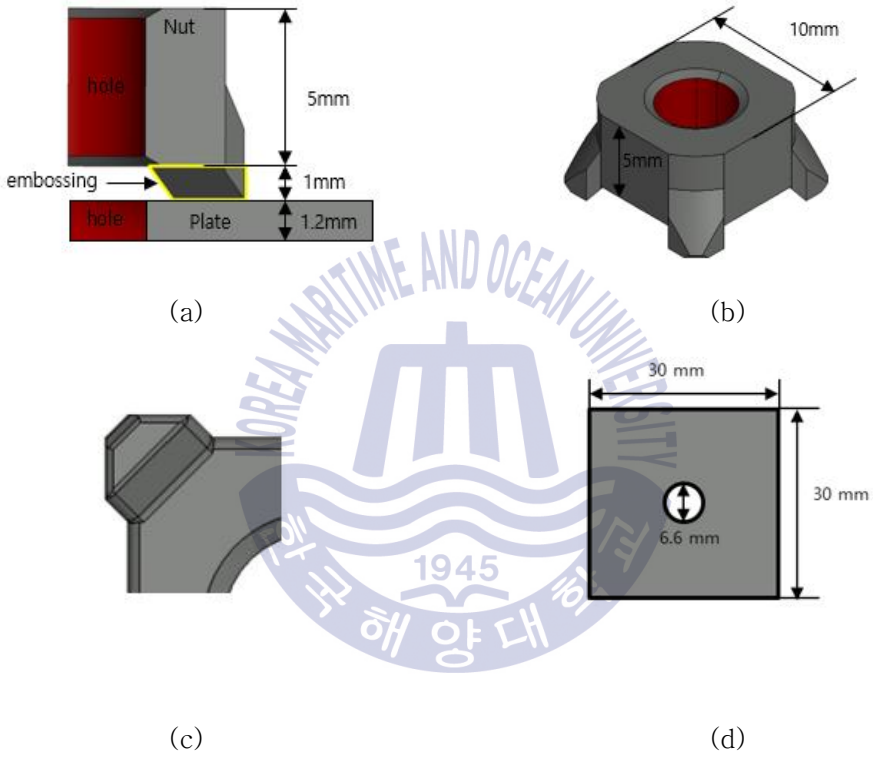
Table 1 Chemical composition of tested steel

Chemical composition (wt. %)					
C	Si	Mn	P	S	Cr
0.021	0.26	1.27	0.017	0.003	0.220.45

Collection @ kmou

Table 2 Chemical composition of weld nuts.

Chemical composition (wt.%)								
	C	Si	Mn	P	S	Cr	Sol-Al	B
Carbon steel	0.0993	0.039	0.461	0.0121	0.0094		0.046	
Boron steel	0.2095	0.413	0.653	0.011	0.0036	0.16		0.00016



(a) (b)

(c) (d)

Fig. 3 Schematic diagram of nut projection welding samples, (a) Cross section of sample positioning for welding (b) Nut (c) Magnified bottom view of one leg of the nut (d) Plate.

Collection @ kmou

본 용접시험편 제작을 위해 사용된 용접기는 제어 주파수 1000 Hz의 Inverter DC(MFDC) 용접전원의 공압 정치식(130 kVA) 용접기를 사용하였다. 너트 프로젝션 용접에서 사용한 전극은 Fig. 4에 나타내었다. 상부전극은 Cu-Cr재로 전극 규격은 RWMA Group A, Class Ⅱ에 입각하여 Cu-Cr Flat type nose, diameter 16mm 전극을 사용하였고, 하부 전극은 Location pin을 결합한 M6 Nut cap 전극을 사용하였다. Location pin은 너트와 홀 가공된 판재를 고정시키는 역할을 하며, M6 Nut cap은 판재와 직접 맞닿아 전류가 통전되는 하부 전극이다.

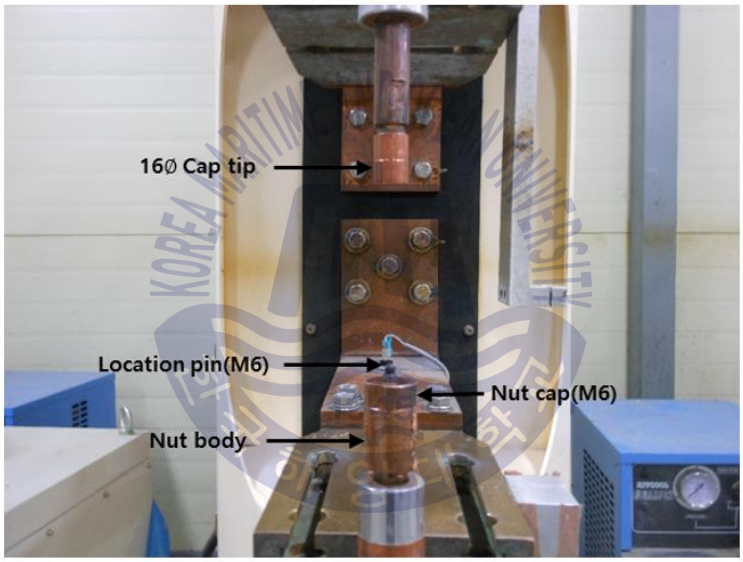


Fig. 4 Nut projection welding experimental set up

Collection @ kmou

3.2 너트 프로젝션 용접 전류 범위 선정

본 연구에서 탄소강 너트와 보론강 너트의 가용전류구간 도출을 위한 너트 프로젝션 용접실험은 ISO 669:2016 규격의 Spot welding에 의거하여 진행되었다. 가용전류구간 도출을 위한 용접조건을 Table 3. 에 나타내었다. 가압력은 4.5 kN 용접전류는 9~16 kA에서 하였고, 용접시간은 최소 3 Cycle(50 ms)부터 최대 7 Cycle(117 ms)범위에서 진행 후 Pull-out 하중을 측정하였다.

가용전류구간 설정은 스패터가 발생되지 않고 pull-out 하중이 500 kgf 이상일 경우로 설정하였다.

Table 3 Welding condition for the nut projection welding.

Welding condition (single pulse)				
Electrode force	Squeeze time	Weld Current	Weld Time	Hold time
4.5 kN	60 Cycle	9~16 kA	3~7 Cycle	10 Cycle

Collection @ kmou

3.3 분석 방법

3.3.1 Pull-out test

본 실험에서 용접시편의 용착강도를 측정하기 위해 Pull-out test를 수행하였다. Pull-out test는 용접된 너트와 판재의 Pull-out 하중을 측정하는 시험으로 시험속도는 10 mm/min을 진행하였다[4]. Fig 5.에 Pull-out test 도식도를 나타내었으며 용접된 너트를 FIg. 5b에 같이 볼트를 체결 후 시편을 Fig.5a 와 같이 용접된 시편을 고정시킬 수 있는 너트에 고정 후 고정 후 압축실험을 진행하였다. 그 결과 도식도 Fig 5c와 같이 너트와 판재에는 Pull-out 하중이 작용하게 되며, 이때 측정되는 최대 Pull-out 하중을 측정하였다.

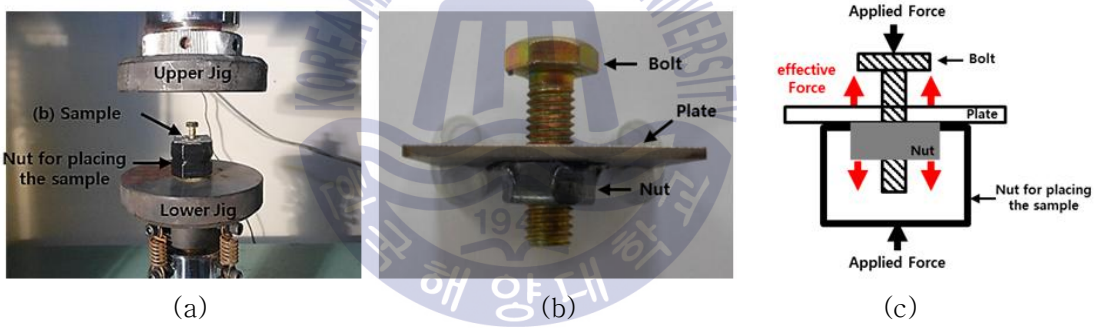


Fig. 5 Pull-out load test, (a) Fixture for pull-out testing (b) Sample (c) Schematic diagram.

Collection @ kmou

3.3.2 용접부 관찰

너트 프로젝션 용접 시험편의 용접부를 관찰하기 위해서 돌기와 돌기 사이의 중앙을 절단한 단면을 관찰하였다. 용접부 관찰하기 위한 시험편 제작은 용접 실험을 진행한 샘플을 돌기와 돌기사이의 중앙을 절단한 뒤 마운팅하였다. 마운팅한 시편은 연마하여 에칭(etching) 용액(ethanol 98ml, picric acid 3g, HCL 2ml)으로 수 초간 에칭한 뒤 실체현미경(LEICA EZ4HD)을 이용하여 용접부를 관찰하였다.

3.3.3 파단모드 분석

파단모드 분석을 위하여 Pull-out 시험이 완료된 시편의 파단면을 모델명 TESCAN, USA의 FE-SEM (Field emission scanning electron microscope) 장비로 관찰하였다. 15 kV 전압조건에서 관찰하였고, 파단된 한 개의 돌기를 관찰하기 위해서 60배율에서 촬영하였다.

실 현장에서 너트 프로젝션 용접의 파단모드는 plug fracture 및 interfacial fracture만 사용되고 있으나 실제 용접 시 Plug fracture와 interfacial fracture 이외에도 다른 파단형태가 관찰된다. Plug fracture와 interfaical fracture 이외의 파단모드를 분석하기 위해 저항 점용접의 파단모드 규격 AWS D.8.9M[12]을 기준으로 분석하였다. FE-SEM을 촬영된 파단면 형상의 파단위치 및 형상을 통하여 너트 프로젝션 용접의 파단모드를 분석 시행하였다.

Collection @ kmou

제 4 장 결과 및 고찰

4.1 너트 재질별 가용전류구간 및 Pull-out 하중 비교

탄소강 너트 및 보론강 너트 적용에 따른 용접성 확인을 위하여 가압력을 4.5 kN으로 고정 후 용접전류와 용접시간에 대한 용접 로브곡선을 도출하여 이를 Fig. 6a 와 6b에 각각 나타내었다. 양호 용접 하한구간은 Pull-out 하중을 500 kgf 이상으로 설정하였다. Pull-out 하중은 Fig. 6 표안에 실제 수치로 표기하였고, Pull-out 하중 500 kgf 이상 영역(양호용접구간)은 점선으로 나타내었다. 너트 프로젝션 용접 시 높은 전류 조건 또는 긴 용접시간 적용으로 인한 너트 몸통 변형 및 내부 나사선이 변형되는 현상 그리고 너트 내부 방향으로 중간날림 발생으로 인한 볼트체결이 되지 않는 경우 용접불량으로 분류하였고, Fig. 6에서 각각 “X”와 회색으로 표기하였다. 따라서 용접시간 117ms 이상은 너트 붕괴의 가능성이 높아지기 때문에 적용하지 않았다.

핫스탬핑강에 탄소강 재질 너트로 용접을 시행한 경우 Fig 6a 용접시간과 용접전류가 증가할수록 Pull-out 하중은 증가하였다. 9 kA ~ 12kA 용접전류 구간에서는 117ms의 용접시간을 적용하여도 높은 Pull-out 하중 확보가 되지 않았으며, 용접전류를 최소 13kA 이상 적용 시 500 kgf 이상의 양효 용접구간이 확보되었다. 용접시간이 50 ms ~ 117 ms 구간에서 Pull-out 하중 500 kgf 이상을 만족하는 약 6개의 양호 용접접시간 및 용접전류 조합이 도출되었다. 최대 Pull-out 하중은 13 kA 117 ms의 조합에서 약 728 kgf 였으며 이는 기존 핫스탬핑강 프로젝션 용접 연구사례 대비하여 유사한 pull-out 하중 수준으로 판단된다.

핫스탬핑강에 보론강 재질 너트로 프로젝션 용접 시 용접 로브 범위를 Fig. 6b에 나타내었다. 보론강 너트 적용의 경우 용접전류는 14 kA에서 그리고 용접

Collection @ kmou

시간은 100 ms ~ 117 ms 구간에서만 양호 용접구간들이 도출되었다. 따라서 용접시간은 50 ms ~ 117 ms구간에서 Pull-out 하중 500 kgf 이상을 만족하는 양호 용ㅈ법시간 및 용접전류 조합은 2개에 불과했다. 또한 최대 Pull-out 하중은 14 kA 및 100 ms 조건에서 563 kgf가 확보되었으나 이는 탄소강 너트 프로젝션 용접 최대 Pull-out 하중이 비해 낮은 값을 보였다. 동일한 용접시간이 적용 되었을 때 낮은 용접전류(9~11 kA)범위에서는 보론강 너트가 탄소강 너트에 비해 더 높은 Pull-out 하중이 관찰되었다. 또한 중간날림 발생의 경우도 보론강 너트가 탄소강 너트에 비해 1.0 kA 낮은 전류에서 발생된다. 이는 보론강 너트의 모재 저항이 탄소강 너트에 비해 더 높아 총 발열량이 증가된 것에 기인하는 것으로 사료된다. 이러한 현상은 Oikawa등[13]의 연구에서도 보고된 바와 같이 저항 점용접 시 고강도강의 가용전류구간이 연강에 비해 낮은 전류대에 형성되는 결과와 유사한 개념으로 불 수 있다. 낮은 용접전류구간(9~11 kA) 구간을 제외한 용접전류 12~15 kA 구간의 Pull-out 하중이 전체적으로 보론강 너트가 탄소강 너트에 비해 낮은 경향을 보인다.

결과적으로 핫스탬핑강 프로젝션 용접 시 탄소강 재질 너트 대비 보론강 재질의 너트의 용접성이 가용용접범위 및 최대 Pull-out 하중 측면 모두 열위한 것으로 판단된다. 따라서 다음 장에서 보론강 너트가 탄소강 너트에 비해 낮은 Pull-out 하중의 원인을 파악하기 위하여 너트 프로젝션 용접부 Pull-out 하중 시험 후 각 용접부의 파단모드에 대한 분석을 통해 규명해보았다.

Collection @ kmou

		Expulsion	x	Distortion of nut				
Numeral	Pull-out load				Pull-out load > 500kgf			
117	3	10	189	380	728	671	642	x
100	0	0	182	260	432	434	682	x
84	2	6	60	110	375	518	689	x
67	5	5	6	26	139	272	592	x
50	0	1	0	35	16	65	172	x
Weld Time(ms) / Current(kA)	9	10	11	12	13	14	15	16

(a)

		Expulsion	x	Distortion of nut				
Numeral	Pull-out load				Pull-out load > 500kgf			
117	27	45	142	421	421	530	x	x
100	15	47	139	185	374	563	x	x
84	41	65	103	74	280	318	x	x
67	14	58	65	135	140	186	x	x
50	0	3	78	90	72	54	x	x
Weld Time(ms) / Current(kA)	9	10	11	12	13	14	15	16

(b)

Fig. 6 Weldability diagram based on pull-out load for nut projection welding with hot-stamped steel shee t(electrode force 4.5 kN), (a) Carbon steel nut (b) Boron steel nut.

Collection @ kmou

4.2 너트 재질별 경도 및 파단모드 분석

저항 점용접에서 발생하는 파단모드는 용접부의 경도 및 너깃 직경의 크기가 가장 큰 원인으로 작용하는 것으로 Pouranvari 등[5]의 연구결과를 통해서도 보고된바 있다. 일반적으로 연강의 경우 용융영역의 경도가 저항 점용접의 공정 특성인 빠른 냉각속도에 기인하여 모재 경도보다 더 높다. 따라서 연강의 너깃 경 크기가 $4\sqrt{t}$이상인 경우 용접부에서 파단이 발생되지 않고 모재 파단(Button Fracture)이 발생된다. 그러나 고강도 강의 경우 용융영역의 경도와 모재부의 경도는 크게 차이가 없다. 이는 용융부는 합금성분의 효과에 따른 경화능의 극대화가 가능하며, 모재의 경우 경한 미세조직 확보로 경도가 매우 높기 때문에 너깃 직경이 $4\sqrt{t}$ 이상인 경우에도 Interfacial Fracture 발생 빈도가 높다. 너트 프로젝션 용접의 경우에 있어서도 너트와 핫스탬핑강 판재의 계면에서 형성되는 너깃 직경과 너트의 강도 등의 상관관계에 따라 저항 점용접과 유사한 파단모드의 경향을 보일 것으로 판단하였다.

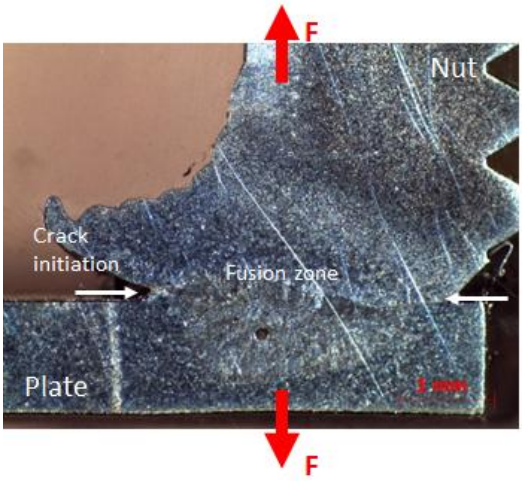
탄소강 너트와 보론강 너트 각각의 프로젝션 용접부 단면을 하나의 너트 돌기 부분만 Fig. 7에 나타내었다. 각 너트 돌기는 Fig. 3b에서 보여지는 것과 같이 외돌기 형태이기 때문에 프로젝션 용접 과정에서 높은 온도에서의 가압에 따른 고온변형이 발생되었다. 특히 너트 돌기와 핫스탬핑강 판재의 계면에서는 Pull-out 하중을 지탱할 수 있는 너깃이 두 재질의 너트 모두에서 관찰되었다. 용융 너깃의 중앙부에서 관찰되는 원형 결함은 수축공 (Shrinkage Cavity)인 것으로 판단되며 이 부분의 분석 및 영향은 다음 장에 논의 하였다.

너트 프로젝션 용접부 파단모드 분석 전 접합단면 너트 재질별로 경도 측정 결과를 Fig. 8에 나타내었다. Fig. 8의 경도 측정은 Fig. 6의 단면사진에서 판재 하부부터 너트 몸통까지 측정하였다. 보론강 너트는 용융너깃 영역과 너트 몸통 열영향부의 경도 값이 유사하지만, 탄소강 너트 몸통 열영향부의 경도값이 용융너깃 영역의 경도값보다 낮은 탄소강 모재 수준의 경도값을 유지한다. 보론강 너트의 경우 합금성분에는 경화능에 매우 큰 효과를 가진 보론원소가 약 0.00016 wt% 첨가되어 있어 너트 프로젝션 용접과정에서 발생하는 발열 현상에 기인하여 너트 돌기뿐만 아니라 너트 몸통에도 경화능에 따른 경도 향상 효과

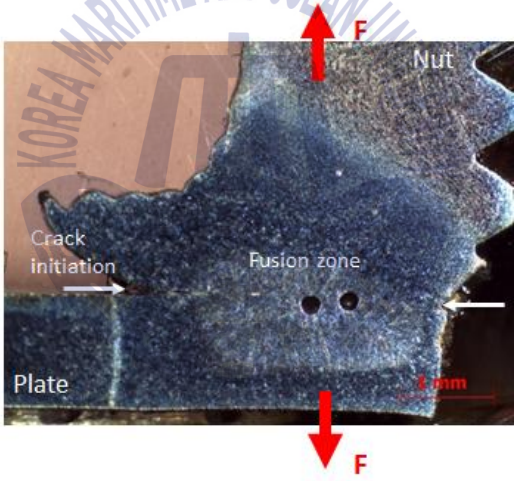
Collection @ kmou

가 발생한 것을 알 수 있다. 용융부의 경우 탄소강 및 보론강 너트 모두에서 약 450 Hv 이상의 높은 경도가 관찰되는데 이는 핫스탬핑강의 합금 성분이 프로젝션 용접 공정 중 용융부로 희석 (Dilution) 되어 두 재질의 너트 모두에서 높은 경도가 확보 가능하였다. 특히 보론강 너트의 경우는 보론합금 성분이 너트에 존재하고 있기 때문에 탄소강 너트보다는 용융부의 경도가 약 20~30 Hv 높은 것으로 사료된다. 그러나 너트몸통의 열영향부를 지나게 되면 보론강 너트의 경도가 탄소강 너트의 경도와 유사한 수준으로 낮아진다. 보론강 너트의 낮아진 경도는 파단모드에 영향을 미치지 않는다. 이러한 이유는 너트의 두께가 판재 두께에 비해 4.1배 더 두껍기 때문에 파단이 너트 몸통 전체에서 발생되지 않고 너트의 열영향부에서 발생되기 때문에 파단모드에 영향을 미치지 않는다.

Collection @ kmou



(a)



(b)

Fig. 7 Cross section images of nut projection welded sample with 13 kA, 117 ms and 3.5 kN (a) Carbon steel nut (b) Boron steel nut.

Collection @ kmou

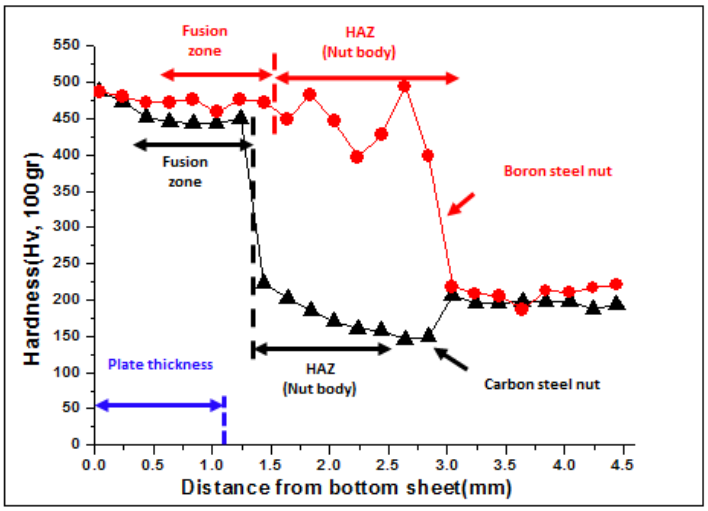


Fig. 8 Hardness distributions of carbon steel nut and boron steel nut for nut projection welding with 13 kA, 117 ms, 3.5 kN.

KOREA MARITIME AND OCEAN UNIVERSITY
1945
한국해양대학교

Collection @ kmou

앞의 경도 결과를 바탕으로 핫스탬핑강 판재에 보론강 너트와 탄소강 너트 프로젝션 용접부 파단모드거동 관찰 결과 Fig. 9에서 Fig. 12까지 나타내었다. 파단모드 관찰에 적용된 프로젝션 용접부의 용접조건은 모두 동일 하였으나 너트 재질변화에 따라 다양한 파단모드가 관찰되었다. 특히 용접부 외관상으로는 관찰이 어려운 수축공 또는 기공의 유무에 따라서도 파단모드의 차이가 발생하는 것으로 판단되었다. 따라서 Fig. 9과 10은 수축공의 존재가 거의 없는 프로젝션 용접부에 대하여 각각 너트의 재질별 파단모드 관찰결과 이다.

Fig. 9의 용접부 단면 균열 전파 도식도에 표기한 바와 같이 탄소강 너트 재질의 용접부 경우 파단은 크게 Case 1, Case 2, 그리고 Case 3으로 분류 할 수 있으며, Fig. 9b, 9c 및 9d에 실제 파단 단면과 파단모드 상세모식도를 각각 나열하였다. 너트 프로젝션 용접의 균열 개시는 Fig. 7과 같이 너트와 판재 겹침부 가장자리에서 시작되는 것으로 판단된다[9,15]. 너트 프로젝션 용접의 형상과 비슷한 저항 점용접의 균열 개시는 판재의 겹침에 의해 생성된 노치에서 응력집중으로 발생하기 때문에 너트 프로젝션 용접에서도 너트와 판재 겹침부 가장자리에서 발생하는 것으로 사료된다[9,14].

너깃직경이 일정크기 이상인 탄소강 너트 용접부에서는 계면파단은 발생하지 않았으며 Pull-out 시험 과정에서 균열은 Case 1과 같이 너트 몸통을 관통하는 Nut Fracture Mode 또는 핫스탬핑강 Fusion line을 균열 진행되는 Partial Thickness Fracture mode (Case 2) 그리고 Case 3과 같이 모재를 관통하면서 Plug Fracture mode로 각각 이행되었다.

Collection @ kmou

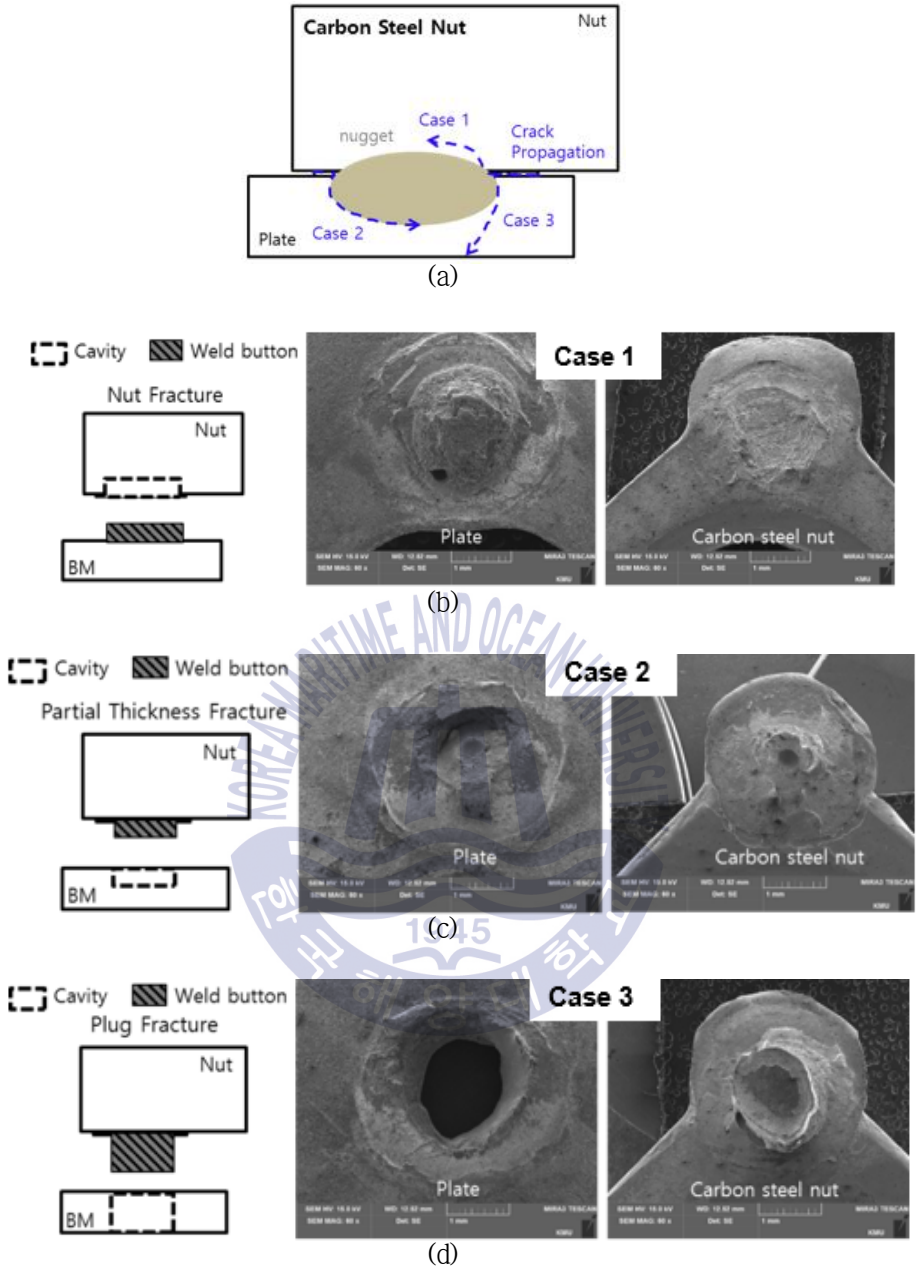
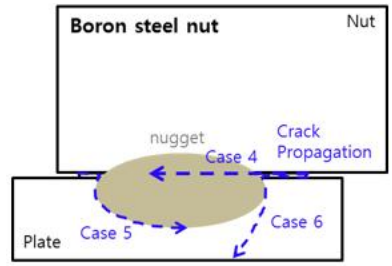


Fig. 9 Different fracture modes in the nut projection welding of carbon steel nut, (a) Schematic diagram showing the crack propagation in different fracture modes as different cases (b) Case 1 with Nut Fracture (c) Case 2 with Partial Thickness Fracture (d) Case 3 with Plug Fracture.

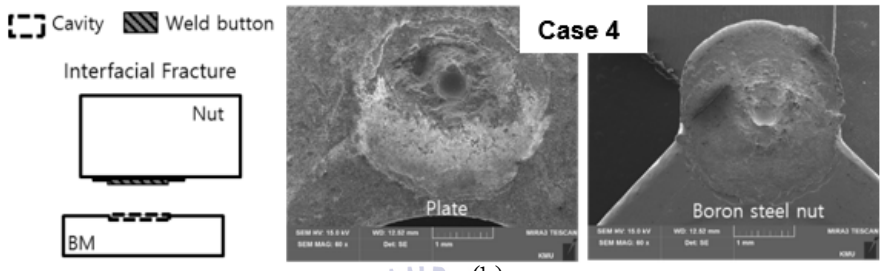
Collection @ kmou

Fig. 10의 용접부 단면 균열 전파 도식도에 표기한 바와 같이 보론강 너트 재질의 용접부 경우 파단은 크게 Case 4, Case 5, 그리고 Case 6으로 분류 할 수 있으며, 보론강 재질 너트 적용 프로젝션 용접부 파단모드 중 Fig. 10c (Case 5) 및 8d (Case 6)에 나타낸 것은 탄소강 너트의 경우와 거의 유사한 것으로 판단된다. Case 4에 해당하는 Fig. 8b와 같이 Interfacial Fracture mode가 보론강 너트 프로젝션 용접에서 관찰되었다. 탄소강 너트 용접부와 달리 균열 진행이 너트 몸통이 아닌 너트와 판재 계면으로 진행되었으며 이러한 현상은 Fig. 6에서 논의한 보론강 너트 몸통부의 경화열처리 효과에 따른 높은 경도에 기인하여 균열이 너트 몸통이 아닌 계면으로 진행 된 것으로 볼 수 있다.

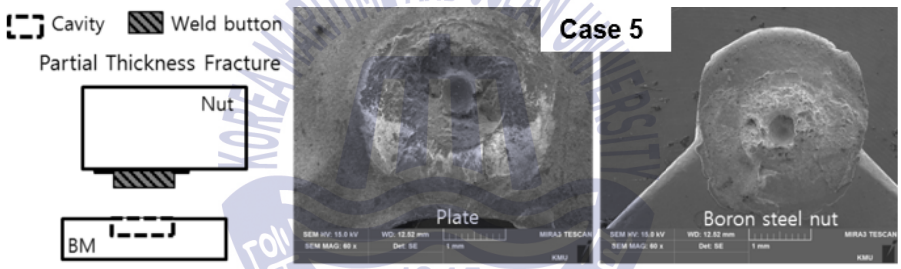
Collection @ kmou



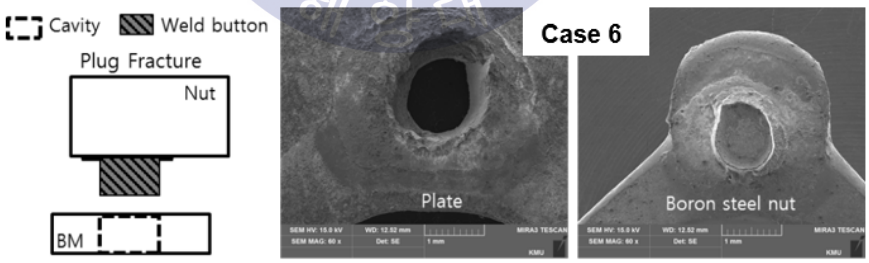
(a)



(b)



(c)



(d)

Fig. 10 Different fracture modes in the nut projection welding of boron steel nut: (a) Schematic diagram showing the crack propagation in different fracture modes as different cases (b) Case 4 with Interfacial Fracture (c) Case 5 with Partial Thickness Fracture (d) Case 6 with Plug Fracture.

Collection @ kmou

4.3 수축공 발생에 따른 파단모드 영향

이전 장 까지는 용접부 내 수축공 및 기공이 미미한 경우의 파단모드를 분석하였으나 용접부에 발생된 수축공이 관찰되는 시험편의 파단모드를 분석 후 각각 너트별로 Fig. 11 와 12에 나타내었다.

수축공의 크기가 일정 이상으로 클 경우 파단모드에 영향을 주게 되고 이를 각각 너트재질에 따라 Fig. 11와 Fig. 12에 나타내었다. 탄소강 재질 너트의 프로젝션 용접부 파단모드 도식도는 Fig. a에 나타내었고 각각 Case에 해당하는 파단모드는 Fig. 11 b, c, 및 d에 나타내었다.

Fig. 11 와 같이 파단모드에 수축공이 미치는 영향이 큰 경우와 Fig. 9와 같이 파단모드에 미치는 수축공이 미미할 경우와 비교할 때 파단모드가 크게 다른 것을 알 수 있다. Fig. 11의 Case 7, Case 8 및 Case 9의 경우 균열의 초기는 Fig. 9 의 Case 1, Case 2 및 Case 3와 유사하다. 그러나 파단모드에 수축공의 영향이 미미할 경우 발생되지 않던 Interfacial Fracture가 수축공의 영향에 의해 발생함을 관찰하였다.

Case 7의 경우 경도가 낮은 너트 몸통으로 균열이 진행되고 용융부 중앙에 생성된 수축공에 의해 계면파단이 발생되었다. Case 8의 경우 Case 7와 동일하게 너트 몸통으로 균열이 진행 중 수축공의 영향에 의해 계면으로 균열방향이 변경된 후 판재로 균열 방향이 다시 변경되면서 Thickness Fracture가 발생되었다. Case 9의 경우도 위의 Case 8와 유사하며, 판재로 균열이 진행되고 이후 용융부 중앙에 있는 수축공에 의해 계면파단이 발생되었다. 결과적으로 탄소강 너트에서 발생된 Case 7, Case 8 및 Case 9 동일하게 균열 중간과정에서 모두 수축공을 관통하는 것을 알 수 있다. 따라서 각각 파단모드가 Partial Interfacial-partial nut fracture mode, Partial interfacial-partial thickness-partial nut fracture 및 Partial interfacial-partial thickness fracture mode로 최종 변경되었다.

Collection @ kmou

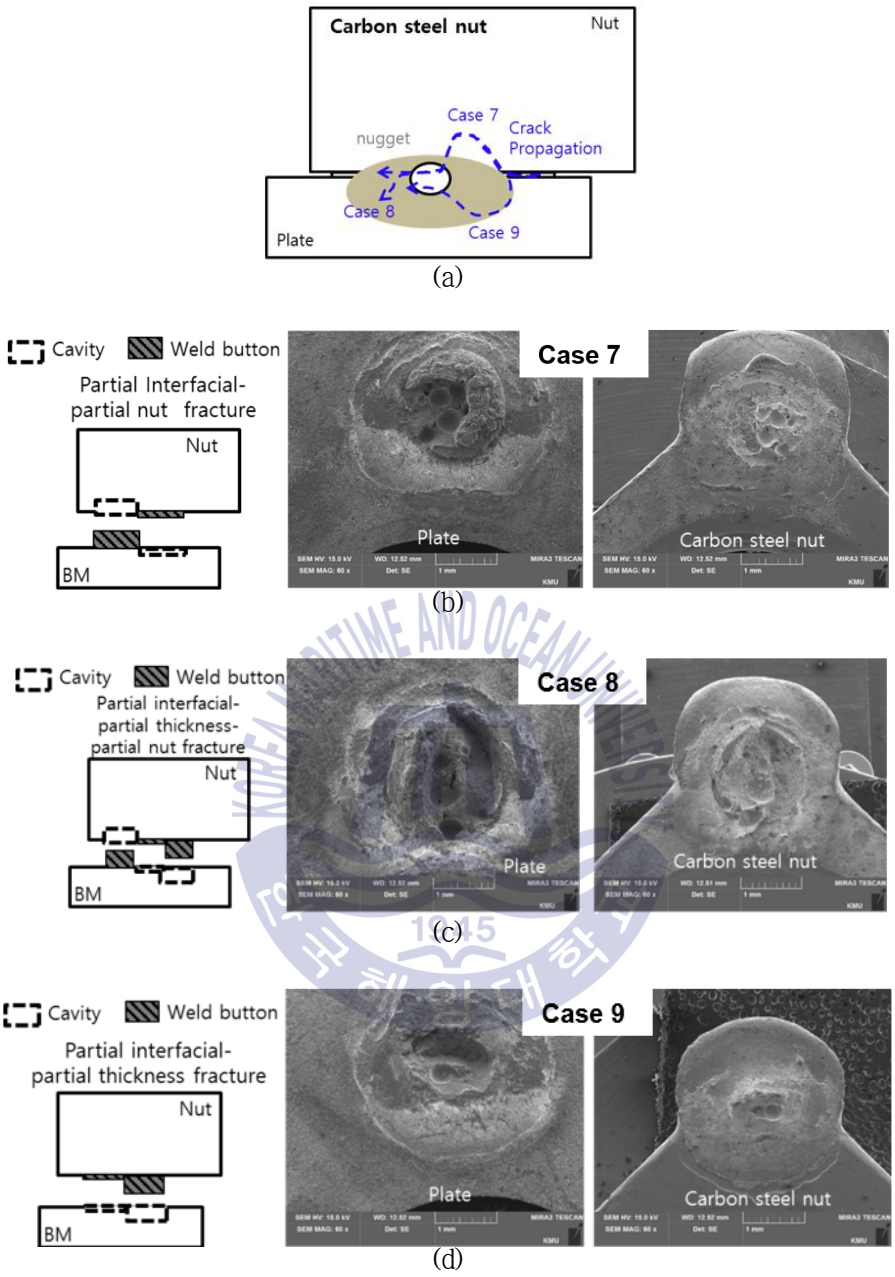


Fig. 11 Effect of shrinkage cavity on the fracture mode in the nut projection welding of carbon steel nut, (a) Schematic diagram showing the effect of shrinkage cavity on the crack propagation in different fracture modes as different cases (b) Case 7 with partial interfacial-partial nut fracture (c) Case 8with partial interfacial-partial thickness (d) Partial interfacial-partial thickness fracture.

Collection @ kmou

Fig. 12의 단면 모식도와 같이 수축공의 존재가 보론강 재질 너트 프로젝션 용접부 파단면 또한 Fig. 10과는 다른 파단모드로 이행 되었으며, 이 경우에서도 모든 균열은 수축공을 관통하였다. 파단모드 Case 10 (Fig. 12b)은 Case 4(Fig. 10b)와 동일한 Interfacial Fracture로 분류가 되었으나 수축공 관통 유무가 차이점인 것으로 볼 수 있다. 또한 보론강 너트의 경우는 Fig. 10의 경우와 유사하게 너트 몸통으로 균열이 진행되는 경우는 관찰되지 않았다. 보론강 너트도 탄소강 너트와 같이 동일하게 균열 중간과정에서 모두 수축공을 관통하는 것을 알 수 있다.

결과적으로 경도 및 너겟 직경 이외에도 용접부 계면에서 생성된 수축공 또한 파단모드에 영향을 미치는 인자임이 확인되었다.

Collection @ kmou

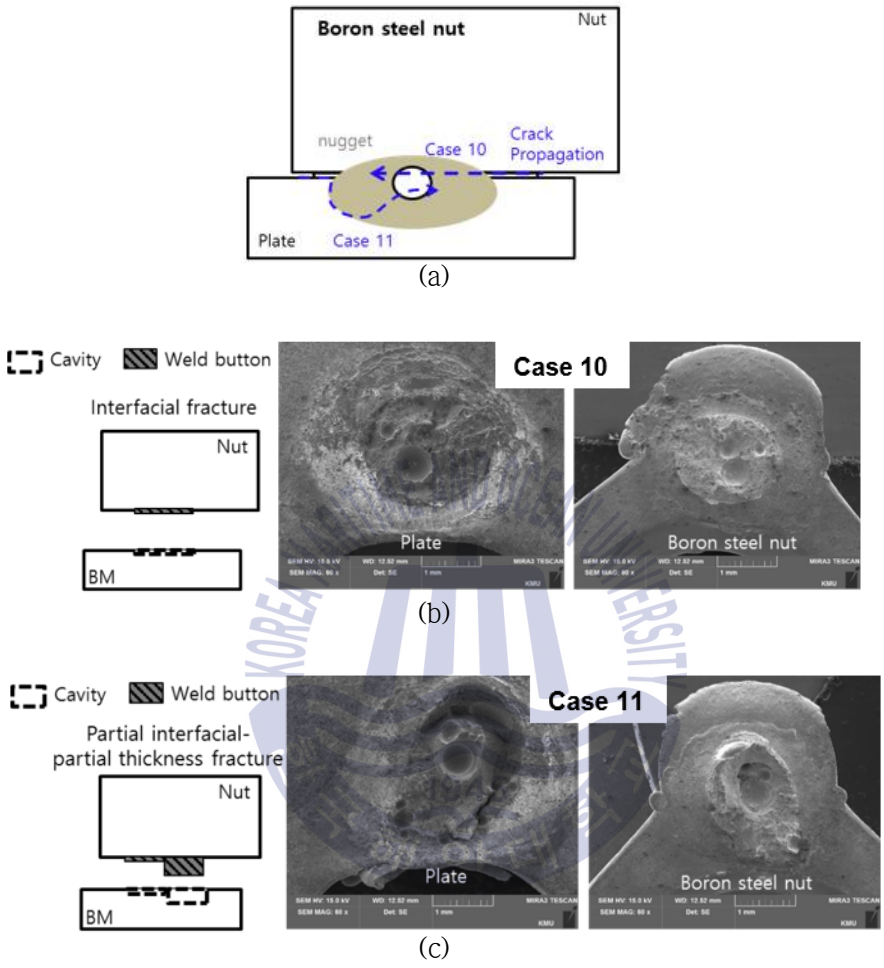


Fig. 12 Effect of shrinkage cavity on the fracture mode in the nut projection welding of boron steel nut, (a) Schematic diagram showing the effect of shrinkage cavity on the crack propagation in different fracture modes as different cases (b) Case 10 with Interfacial Fracture (c) Case 11 with Partial interfacial-partial thickness fracture.

Collection @ kmou

합금성분이 높은 고강도 강 판재의 저항 점용접 시 많은 수축공이 발생되는 것으로 알려져 있다[15]. 따라서 용접부 내부에 수축공의 발생은 Pull-out 파단을 확보하기 위한 임계 너깃경의 크기가 증가되어야 하는 원인이며, 따라서 고강도강 저항점 용접부에서 Interfacial Fracture의 발생 원인으로 알려져 있다[16,17,18].

저항점용접의 사례와 유사하게 너트 프로젝션 용접에서도 수축공의 영향이 존재하는 것으로 사료되나, 아직 너트 프로젝션 용접 수축공에 대한 구체적인 연구결과는 없다. 따라서 수축공 영향에 대한 분석을 추가적으로 진행하였다. 수축공 발생비율과 파단모드 관계를 분석하기 위해 용융면적상의 수축공의 비율과 파단모드에 대한 관계를 Fig. 13에 나타내었다. 본 실험에서 용융면적의 수축공 비율 Void Factor(ν)는 수식 (1)에 나타내었다[19].

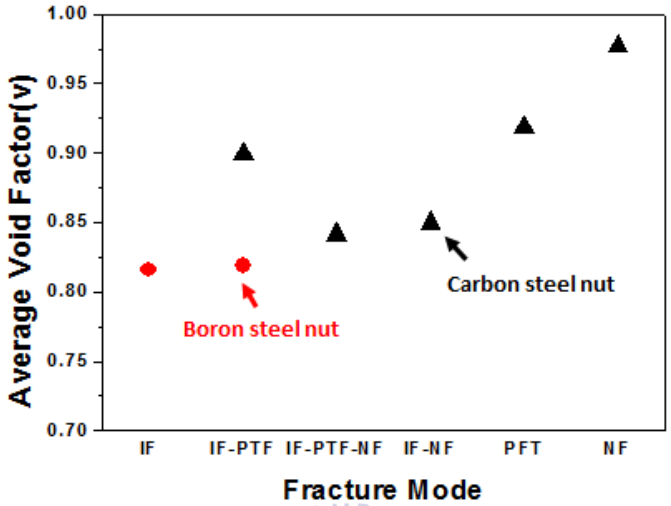
$$\nu = \frac{A_{total} - A_{void}}{A_{total}} \qquad (1)$$

A_{total}은 파단면상 용융면적이고, A_{void}는 파단면상의 공공면적을 측정한 값이다. ν값이 낮을수록 파단면상의 수축공 비율이 크며, ν값이 클수록 파단면상의 수축공 비율이 낮음을 나타낸다. Plug Fracture의 경우 파단면상에서 수축공이 존재하지 않기 때문에 ν값은 1로 나타낼 수 있다. Fig. 9부터 Fig.12 까지 관찰된 모든 파단모드는 NF(Nut Fracture), PTF(Partially Thickness Fracture), PF(Plug Fracture), IF(Interfacial Fracture), IF-NF(Interfacial Fracture-Nut Fracture), IF-NF-PFT(Interfacial Fracture-Nut Frature), IF-NF-PFT(Interfacial Fracture-Partially Thickness Fracture)들 이다. 이때 탄소강 너트와 보론강 너트의 용접부 각각의 파단모드에 해당하는 평균 ν값과 파단모드의 관계를 Fig. 11a에 나타내었다. 탄소강 너트에서 Interfacial Fracture와 Partially Thickness Fracture를 제외하고 Interfacial Fracture 또는 interfacial Fracture를 동반한 다른 파단모드가 발생된 경우 0.85보다 낮은 ν값들이 나타났다. 이러한 결과는 용접부 내에 수축공의 비율이 높은 경우, 즉 Void Factor가 낮은 경우 Interfacial Fracture 발생의 경향이 증가함을 의미한다. 따라서 핫스탬핑강의 너트 프로젝션 용접에서 Interfacial Fracture 발생의 원인은 용융면적 상에 수축공의 분율과 높은 관계가 있다. Fig 13b에 탄소강 너트 및 보론강 너트 각각의

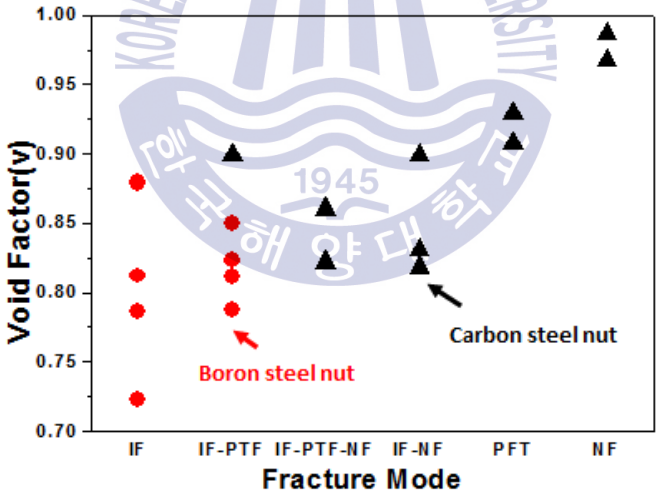
Collection @ kmou

재질별 ν값과 파단모드 관계를 나타내었다. 보론강 너트와 탄소강 너트 비교결과 보론강 너트에서 Interfacial Fracture 발생 경향이 더 크며, 전체적으로 보론강 너트에서 낮은 ν값이 관찰된다. 평균 탄소강 너트에 비해 보론강 너트에서 더 많은 수축공이 발생되기 때문에 Interfacial Fracture 발생 경향 또한 증가한다고 사료된다.

Collection @ kmou



(a)



(b)

Fig. 13 Influence of shrinkage cavity on fracture mode in terms of Void factor, (a) Average void factor-Fracture mode diagram (b) Void factor-Fracture mode diagram

Collection @ kmou

4.4 파단모드에 따른 Pull-out 하중 변화

앞선 파단모드 연구결과와 Pull-out 하중의 관계 분석을 시행하였다. 하나의 너트 프로젝션 용접의 경우에도 돌기가 4개 존재하며 각각의 돌기에서도 서로 다른 파단모드를 가지는 것으로 분석 되었고 이를 Fig. 14에 나타내었다. 너트 프로젝션 용접부의 경우 돌기의 숫자에 따라 용접 너깃 형성 수가 결정 되며, 각 돌기의 용접부 특성이 동일하지 않기 때문에 특히 Pull-out 하중 및 파단모드에 있어 균일한 평균값을 도출하기는 어렵다. 그러나 각각의 너트 프로젝션 용접부 돌기에 관찰되는 파단모드와 용접부의 Pull-out 하중과 함께 Fig. 15에 나타내었다. 보론강 너트는 타원으로, 그리고 탄소강 너트는 삼각형으로 각 파단모드 및 Pull-out 하중을 나타내었다. 보론강 너트의 파단모드가 탄소강 너트의 파단모드에 비해 IF (Interfacial Fracture)발생 경향이 높고 Pull-out 하중이 전체적으로 150~250 kgf 정도 낮게 분포되어 있다. 이에 반하여 탄소강 너트의 파단모드는 NF (Nut Fracture)를 동반한 파단모드 빈도가 높았으며, 전체적으로 Pull-out 하중도 550 kgf 이상 확보되었다.

Collection @ kmou

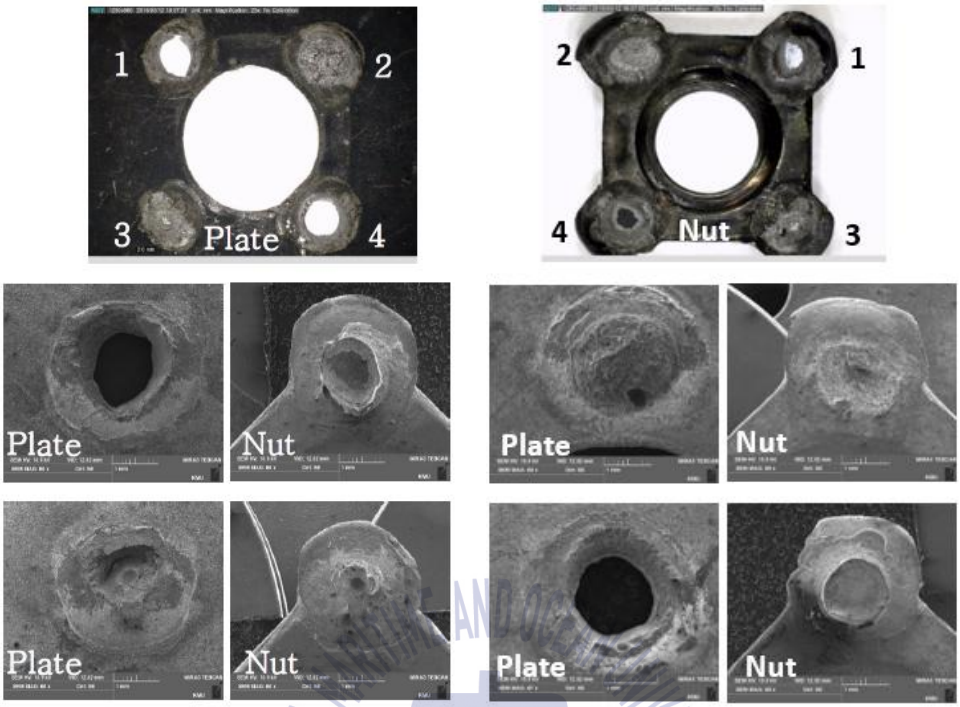


Fig. 14 Fracture modes exhibited by the four legs in the nut projection welding of carbon steel with 13 kA, 117 ms and 3.5 kN, (a) fracture surface at plate, (b) fracture surface at nut.

Collection @ kmou

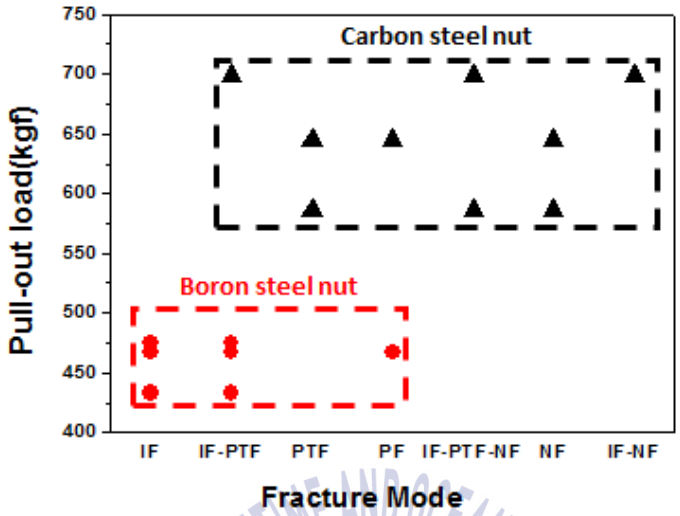


Fig. 15 Pull-out load vs. Fracture modes in the legs of carbon steel and boron steels nuts.

Collection @ kmou

제 5 장 결론

본 연구에서는 너트 재질에 따른 너트 프로젝션 용접 특성 및 경도 측정과 파단면 관찰을 통해 탄소강 너트와 보론강 너트의 파단모드에 특성 및 파단모드에 따른 Pull-out 하중에 대해서 고찰해 보았다.

1. 경도 및 파단면 분석 결과 보론강 재질 너트 프로젝션 용접의 경우 너트 몸통에서 보론 합금원소의 높은 경화능에 기인한 경도 증가 현상이 관찰되었으며, 이러한 현상 때문에 용접부 pul-out 시험 시 파단경로가 탄소강 너트 용접부에서 관찰되는 너트 몸통으로의 이행이 아닌 Interfacial Fracture로 이행하게 된다.

2. Interfacial Fracture 또는 Interfacial Fracture가 동반된 파단이 발생될 경우 Void Fractor(ν)값이 0.85 부근의 낮은 값으로 형성되었다. 따라서 용접부 내 수축공 분율은 Interfacial Fracture에 영향으로 미치며, 수축공의 분율이 증가할수록 Interfacial Fracture 발생 또한 높아지는 것으로 판단된다. 그 결과 수축공 발생은 핫스탬핑강의 너트 프로젝션 용접에서 Interfacial Fracture 발생의 원인 중 하나로 사료된다.

3. 보론강 너트의 경우 탄소강 너트에 비해 더 많은 수축공 발생으로 Void Factor(ν) 값이 더 낮은 결과가 도출되었다. 따라서 탄소강 너트에 비해 보론강 너트에서 용접부 내 수축공 발생 확률이 더 높으며, 또한 보론강 너트에서 Interfacial Fracture 발생빈도가 높은 원인 중 하나로 판단된다.

Collection @ kmou

4. 너트 프로젝션 용접부 Pull-out 시험 시 Nut Fracture mode가 발생한 경우 높은 Pull-out 하중값을 형성한다. 특히 탄소강 재질 너트 사용 시 프로젝션 용접에서 양호용접의 지표로 판단되는 Plug Fracture 이외 높은 Pull-out 하중 확보가 가능하였다.

5. 보론강 너트가 탄소강 너트에 비해 높은 Interfacial Fracture 발생빈도 및 많은 수축공 발생으로 인해 Pull-out 하중이 더 낮은 결과가 도출되었다. 따라서 탄소강 너트 사용 시 보론강 너트에 비해 높은 Pull-out 하중 확보가 가능하다고 사료된다.

Collection @ kmou

참고문헌

1. Jin-Woo Lee, Myoung-Gye Lee, Forming Technology in Advanced High Strength Steels, Journal of KWJS, 36(3), 33-38

2. D. H. lee, T.J. Kim, J. D. Lim, H. J. Lim, Development of High Strength Steel Body by Hot Stamping

3. H. Karbasian, A.E. Tekkaya, A reviw on hot stamping journal of Materials Processing Technology, 210(15), 2103-2118

4. E. Tolf, J. Hedegard, Resistance Nut Welding, Improving the Weldability and Joint Properties of Ultra High Strength Steels, Welding in the World, 51(3), 28-36

5. Sung-Sang Lim, Young-Tae Kim, Eun-Joon Chun, Ki-Sung Nam, Young-Wan Park, Jae-Wan Kim, Sun-Young Lee, Il-Dong Choi and Yeong-Do Park, Effect Chemical composition of Nut Materials on the Fracture Behavior in Nut Projection Welding of Hot-Stamped Steel Sheet, Journal of Welding and joining, 34(2), 1-10

6. M. Pouranvari, S.P.H. marashi, Failure mode Transition in AHSS Resistance spot welds Part 1 Controlling factors, Materials Science and Engineering, A, 528(29), 8337-8343

7. M.I khan, M. L. Kuntz, Y. Zhou, Effect of weld microstructure on static and impact performance of resistance spot welded joints in advanced high strength steels, Science and Technology of Welding & Joining, 13(3), 294-304

8. X. Sun, E. V. Stephens, M. A. Khaleel, Effect of fusion zone size and filaure mode on peak load and energy absorption of advanced high strength

Collection @ kmou

steel spot welds under lap shear loading conditions, Engineering Failure Analysis, 15(4) (2008), 356-367

9. Sang-Soon Park, Young-Min Choi, Dae-Geun Nam, Young-Eok kim, Ji-Hun Yu, Yeong-Do Park, Evaluation of Resistance Spot weld Interfacial Fractures in Tensile Shear Tests of TRIP 1180 Steels, Journal of KWJS, 26(6), 81-91 (in Korean)

10. 용접 접합 편람, 대한용접 접학학회(2008)

11. H. Zhang, . Senkara, Resistance Welding Fundamentals and Applications, P19, Tayor & Francis(2006)

12. AWS D8.9DM, 2012 Test Methods for Evaluating the Resistance Spot Welding Behavior of Automoitve Sheet steel materials, 91-99

13. H. Oikawa, T. Sakiyama, T. Ishikawa, G. Murayama, Y. Takahashi, Resistance Spot Weldability of High Strength Steel(HSS) Sheets for Automobiles, NSC Technical Bullentin, No.385 2006, 36(in japanese)

14. C. Ma, D. L. Chen, S. D. Bhole, G. Boudreau, A. Lee, E. Biro, microstructure and fracture characteristics of spot-welded DP600 steel, Materials Science and Engineering, A, 485, 334-346

15. A. joaquin, A. N. A Elliott, C. Jiang, Reducing Shrinkage Voids in Resistance Spot Welds, WELDING JOURNAL NEW YORK, 86(2), 24-27

16. M. Pouranvari, S. P. H, Marashi, Key factors influencing mechanical performance of dual phase steel resistance spot welds, Science and Technology of Welding & Joining, 15(2), 149-155

17. M. Marya, X. Q. Gayden, Development of Requirements for Resistance Spot Welding Dual-Phases(DP600) Steels aprt 1 - The Causes of Interfacial Fracture, Welding Journal, 84(11) 172-182

Collection @ kmou

18. W. Tong, H. Tao, X jiang, N. Zhang, M. Marya, L. G. Hector Jr, X. G. Gayden, Deformation and Fracture of Miniature Tensile Bars with Resistance-Spot Weld Microstrctures, Metallurgical and Materials Transactions A, 36(10), 2651-2669

19. X. Sun, E. V. Stephens, R. W. Davies, M. A. Khaleel, D. J. Spineela, Effects of Fusion Zone Size on Failure Modes and Static Strength of Aluminum Resistance Spot Welds, Welding Journal, 83(11), 188-195

Collection @ kmou

감사의 글

한국해양대학교 석사과정을 무사히 마칠 수 있도록 지도해주신 최일동 교수님, 문경만 교수님께 진심으로 감사드립니다. 석사 학위동안 전공 지식을 전해주신 이성열 교수님, 김윤해 교수님, 이병우 교수님, 김준영 교수님께 감사합니다. 그리고 부족한점 많은 저를 용접전공 및 연구에 대해서 알려주고 지도해주신 박영도 교수님께도 감사의 말씀드립니다.

학부 2학년부터 실험실 생활을 하면서 전공지식 이외에 제 삶에 중요한 부분을 많이 배웠습니다. 실험실을 같이 생활하면서 좋은 추억 만들었던 정승훈 선배, 박지연 그리고 최호진, 노현석, 박병철, 신석진, 오욱진, 정미정 후배들에게도 고맙다는 말 전하고 싶습니다. 그리고 용접 연구할 때 서로 도와주면서 같이 생활했던 김재원 선배, 배진희, Siva Prasad Murugan, 김재득 학생에게도 감사의 말씀 전합니다.

그리고 언제나 믿고 응원해주신 아버지, 어머니, 할머니, 동생 그리고 옆에서 항상 힘들 때 옆에서 격려해주고 응원해준 양상인, 정승수, 허재혁, 이종혁 친구들에게도 감사말 전합니다.

다시 한 번 제 주변에서 저를 응원해주시고 격려해주신 모든 사람들께 깊이 감사의 말씀 올립니다.

Collection @ kmou