

공학박사 학위논문

이종재료 마찰압접을 이용한 초내열합금  
대형 배기밸브 스피들 개발

**Development of Superalloy Large Exhaust Valve Spindle by  
Dissimilar Inertia Welding Process**

지도교수 조 종 래

2006년 2월

한국해양대학교 대학원

기계공학과 박 희 천

본 論文을 박희천의 工學博士 學位論文으로 認准함.

위원장 공학박사 왕 지 석 ㉠

위 원 공학박사 배 원 병 ㉠

위 원 공학박사 이 성 열 ㉠

위 원 공학박사 정 재 현 ㉠

위 원 공학박사 조 종 래 ㉠

2005년 12월 23일

한국해양대학교 대학원

# 목 차

Abstract .....	i
기호 설명 .....	iii
List of Tables .....	v
List of Photographs .....	vi
List of Figures .....	vii
1. 서론 .....	1
1.1 연구 배경 .....	1
1.2 연구 동향 .....	3
1.3 연구 내용 및 목적 .....	5
2. 이론적 배경 .....	6
2.1 마찰용접 .....	6
2.2 유한요소 기본 방정식 .....	10
3. 이중마찰용접 유한요소 공정해석 .....	14
3.1 마찰용접 공정해석 .....	14
3.2 마찰용접 공정해석 결과 및 고찰 .....	18
4. 마찰용접 실험 .....	27
4.1 대형 배기밸브 제작 .....	27
4.2 마찰용접부 특성 평가 .....	32

5. 결론 ..... 46

참고문헌 ..... 48

# Development of Superalloy Large Exhaust Valve Spindle by Dissimilar Inertia Welding Process

Hee-Cheon Park

Department of Mechanical Engineering, Graduate School,  
Korea Maritime University

## Abstract

Inertia welding is a solid-state welding process in which butt welds in materials are made in bar and in ring form at the joint face, and energy required for welding is obtained from a rotating flywheel. The stored energy is converted to frictional heat at the interface under axial load. The quality of the welded joint depends on many parameters, including axial force, initial revolution speed and energy, amount of upset, working time, and residual stresses in the joint.

Inertia welding was conducted to make the large exhaust valve for low speed marine diesel engine, superalloy Nimonic 80A for valve head of 540mm (21.2") and high alloy SNCrW for valve stem of 115mm (4.53"). Due to different material characteristics, such as, thermal conductivity and flow stress, on the two sides of the weld interface, modeling is crucial in determining the optimal weld geometry and parameters. FE simulation was performed by the commercial code DEFORM-2D. A Good agreement between the predicted and actual welded shape is observed. It is expected that modeling will significantly reduce the number of experimental trials needed to determine the weld parameters, especially for welds

of very expensive materials or large shaft.

Many kinds of tests, including macro and microstructure observation, chemical composition, tensile, impact, hardness and fatigue test, are conducted to evaluate the quality of welded joints.

A variety of tests, including macro and microstructure observation, chemical composition, tensile, impact, hardness and fatigue test, are conducted to evaluate the quality of welded joints. Microstructure and chemical compositions for friction welded joints were carried out using an optical microscope and SEM. The recrystallized and transformed zone were observed from the center line to 3.2 mm of depth in the Nimonic 80A and to 3.5 mm in the SNCrW. The mixed layers of two base materials were observed in the range of 400 $\mu$ m for the welded joint. It has better tensile and yield strength compared to SNCrW and better elongation and reduction of area than that of Nimonic 80A

The hardness of the welded joint was measured using the micro Vickers hardness test at room temperature. The fatigue test was carried out with the rotary bending test for base metal and friction welding joints. The fatigue strength for welding joint is 341MPa at  $1 \times 10^7$  cycles. It is higher than that of the SNCrW in 260MPa.

Based on the results of the tests, it can be concluded that the inertia welding joints of the superalloy exhaust valve spindle has better properties than the material specification of SNCrW.

## 기호 설명

$c$	: 비열(J/kg $^{\circ}$ C)
$E$	: 플라이휠 에너지(N-mm)
$F$	: 표면력(surface traction)
$h_{lub}$	: 윤활 열전달 계수(N/mm sec $^{\circ}$ C)
$h$	: 대류 열전달 계수(N/mm sec $^{\circ}$ C)
$I$	: 플라이휠 관성모멘트(kg-mm $^2$ )
$K_c$	: 열전도 계수(thermal conductivity, N/sec $^{\circ}$ C)
$K_p$	: 벌칙 함수(penalty function)
$k^*$	: 변형에 대한 온도 변환율
$m^*$	: 마찰 상수
$m$	: 플라이휠 질량(kg)
$r$	: 플라이휠 반경(mm)
$T_a$	: 소재 주위 온도( $^{\circ}$ C)
$T_d$	: 금형 표면 온도( $^{\circ}$ C)
$T_w$	: 소재 표면 온도( $^{\circ}$ C)
$t$	: 시간(sec)
$\varepsilon^*$	: 복사율(emissivity)

$\dot{\epsilon}$	: 유효 변형률 속도(effective strain rate)
$\delta\pi$	: 범함수의 변분
$\rho$	: 밀도(kg/mm <sup>3</sup> )
$\sigma'_{ij}$	: 편차 응력텐서(deviatoric stress tensor)
$\sigma^*$	: Stefan-Boltzmann 상수( $5.67 \times 10^{-14} \text{W/mm}^2 / \text{K}^4$ )
$\bar{\sigma}$	: 유효 응력(effective stress)
$\omega$	: 플라이휠 각속도(rad/sec)

## List of Tables

- Table 1 Chemical composition of Nimonic 80A and SNCrW
- Table 2 Mechanical properties of Nimonic 80A and SNCrW
- Table 3 Thermo-mechanical processing and parameters for FE simulation
- Table 4 Thermal conductivity and heat capacity of Nimonic 80A
- Table 5 Thermal conductivity and heat capacity of SNCrW
- Table 6 Simulation parameter condition for inertia welding process
- Table 7 Simulation results for inertia welding process ( $\varnothing$  80mm)
- Table 8 Simulation parameter condition for inertia welding process
- Table 9 Simulation results for inertia welding process ( $\varnothing$  115mm)
- Table 10 Results of tensile test for welding joint
- Table 11 Result of tensile notch specimen.
- Table 12 Results of 3-point bending test

## List of Photographs

- Photo 1 Appearance of inertia friction welding machine
- Photo 2 Manufactured exhaust valve shape by friction welding processing
- Photo 3 Friction welded exhaust valve and cross section shape for welded joint
- Photo 4 Color check for vertical section (upper: SNCrW, lower: Nimonic80A)
- Photo 5 Macrostructure on vertical section (upper: SNCrW, lower: Nimonic80A)
- Photo 6 Microstructure of welded joint and base metal( $\varnothing$  115mm)
- Photo 7 Microstructures and sampling positions for chemical compositions on welded joint (left is Nimonic 80A, right is SNCrW)
- Photo 8 Tensile test specimens which are broken other than welded joint
- Photo 9 Notch tensile test specimens read for test.
- Photo 10 Broken notch tensile specimens
- Photo 11 View of notch area of broken tensile specimen.
- Photo 12 Broken impact specimen shape for welded joint
- Photo 13 Appearance after 3-point bending test
- Photo 14 Valve bottom piece and valve and assembled
- Photo 15 Valve bottom piece and valve and assembled with exhaust valve housing.
- Photo 16 The vessel which is installed the exhaust valve manufactured by friction welding
- Photo 17 Appearance of the non-destructive test (PT and UT)

## List of Figures

- Fig. 1 Schematic of friction welding process
- Fig. 2 Schematic of direct drive friction welding parameter
- Fig. 3 Schematic of inertia friction welding parameter
- Fig. 4 Schematic of FE simulation for inertia welding
- Fig. 5 Flywheel energy and displacement curve versus time( $\varnothing$  80mm)
- Fig. 6 Analysis results for inertia welding FE simulation ( $\varnothing$  80mm)
- Fig. 7 Flywheel energy and displacement curve versus time( $\varnothing$  115mm)
- Fig. 8 Analysis results for inertia welding FE simulation ( $\varnothing$  115mm)
- Fig. 9 Schematic of friction welded valve spindle
- Fig. 10 Chemical compositions distribution on welded joint
- Fig. 11 Sampling positing for tensile strength, impact and bending test specimen on welded joint
- Fig. 12 Comparison of tensile properties for original materials and welded joint
- Fig. 13 Distribution of absorbed energy for welded joint
- Fig. 14 Vickers hardness distribution for welded joint
- Fig. 15 Schematic of bending test specimen on welded joint
- Fig. 16 Sampling position for fatigue test specimen on welded joint
- Fig. 17 Schematic of fatigue test specimen on welded joint
- Fig. 18 S-N curve for SNCrW, Nimonic80A and welded joint

# 1. 서론

## 1.1 연구 배경

선박엔진용 배기밸브에 사용되는 재료에 있어서 1980년대 중반까지는 4행정 고속기관의 배기밸브는 마르텐사이트계 스테인레스강이 널리 사용되었고 2행정 저속기관의 배기밸브는 오스테나이트계 스테인레스강이 사용되어 왔다. 최근에는 니켈기 내열합금강인 Nimonic 80A가 대형 디젤기관용 배기밸브에 점진적으로 많이 사용되고 있다. Nimonic 80A는 고온 환경에서 우수한 기계적 강도, 내부식, 내산화성의 특성을 지니고 있어 항공기 및 원자력 부품으로도 널리 사용되고 있다. 이러한 초내열합금 재료를 배기밸브 제작에 사용함으로써 내구성이 상당히 향상되었다. 따라서 대형엔진용 배기밸브의 재료는 내식성과 고온강도가 우수한 고가의 합금재료로 변화되고 있는 추세이다. 그러나 고가의 소재 사용으로 인하여 배기밸브 제조비용이 상승하고 있다. 특히 기존의 대형 배기밸브 경우 Nimonic 80A 소재를 사용하여 일체형으로 업셋팅을 하거나 자유단조 후 형단조하여 제조하고 있기 때문에 배기밸브 제조원가에서 소재비가 차지하는 비율이 매우 높다. 니켈기 초내열합금은 가공 변형 저항이 매우 크고, 연신율이 적으며 난가공재로서 소성가공이나 절삭가공에 있어 많은 어려움이 따른다. 절삭가공, 소성가공, 용접/접합가공 등은 생산 기반기술에 있어 매우 중요하며 특히 금속제품의 신뢰성과 내구성 향상을 위해 모든 부품 생산에 필수적인 기간산업으로서, 자동차, 항공, 조선 등의 수송기계 및 일반 산업 기계류의 품질 및 성능을 좌우한다.

선박엔진용 소형 기관의 배기밸브는 대부분이 국산화되어 있다. 그러나 엔진 실린더 직경 600mm 이상에 사용되는 대형 배기밸브의 경우는 완제품을 수입하거나 반가공품을 수입하여 마무리 가공하여 사용하고 있다. 왜냐하면 대형 배기밸브는 형상은 비교적 단순하지만 소요 수량이 적어 대량 자동 생산

이 어렵고 고도의 가공기술이 필요한 부품이기 때문이다. 그러나 니켈기 초내열합금 소재로 제작되는 대형 배기 밸브는 부가가치가 높고 수입의존도가 크므로 국산화가 시급한 실정이다.

대형 배기밸브 제작 방법으로는 예비성형 단계에서 빌렛을 자유단조로 밸브 헤드를 세미(semi)형상으로 만든 후 열간단조 공정에서 밸브형태의 반제품을 제작한 후 열처리 및 기계가공으로 제작하는 방법과 전기에너지를 이용하여 단조온도까지 가열과 동시에 소요의 힘을 가하여 성형하는 전기 열간 소성가공법(electro-upsetting)이다. 최근 배기밸브 생산은 정밀성형화와 소재 절감을 위해 열간 소성가공법을 개발하여 채택하고 있다.<sup>(1~5)</sup>

배기밸브는 헤드부(head)와 스템부(stem)로 구성되어 있으며, 헤드부는 실린더 내부 즉, 고온, 고압, 부식 등의 가혹한 환경에서 작동하는 부위이며 스템부는 비교적 덜 가혹한 환경에서 작동된다. 배기밸브 헤드부의 사용온도는 고온의 배기가스로 인하여 약 500~700℃ 정도이지만 스템부는 열영향을 거의 받지 않는다. 따라서 헤드부에 사용되는 소재는 강도, 내식성 및 내마모성이 요구되고, 스템부는 100℃내외에서 배기밸브 개폐 슬라이딩에 대한 내마모성이 요구된다. 한편 현재 대형 배기밸브는 니켈기 초내열합금으로 일체형으로 만들어진다. 그러나 니켈기 초내열합금은 다른 합금 소재에 비하여 매우 고가이며, 국내에서는 전량 수입하여 사용하고 있다. 그리고 최근 국제 원자재 가격 상승이 지속되고 있다. 따라서 헤드부는 니켈기 초내열합금을 사용하고 스템부는 SNCrW 소재를 사용한다면 경제적으로 많은 이점을 얻을 수 있다. 따라서 대형 배기밸브 개발에 있어서 가격 경쟁력 확보를 위해 마찰용접에 의한 밸브 일체화 개발이 필수적이라 할 수 있다.

이와 같이 이종 금속재료를 이용하여 빠르고 간편하며 높은 신뢰성을 확보할 수 있는 접합기술의 대표적인 방법으로는 금속을 용해하지 않고 접촉면 마찰로 생기는 마찰열과 고온에서 일어나는 소성변형을 동시에 이용하는 마찰압접법이 있다. 현재까지는 국내에서 일반 탄소강의 경우 직경 80mm내외에 적

용되며 초내열 합금의 경우 40mm 내외의 소형 size에 이중 마찰압접이 산업분야에서 사용되고 있다. 본 연구에서는 초내열합금을 최대 직경 115mm 까지 이중 마찰하는 방안으로 대형엔진밸브의 헤드부와 스템부의 사용 환경이 다른 점을 이용하여 그 특성에 적합한 재질을 선정하고 두 소재를 이용하여 용접능력이 뛰어난 마찰압접 공법으로 제작하여 소재 비용, 가공비용, 생산비용에 있어 많은 이점을 갖고자 한다.

## 1.2 연구 동향

마찰압접은 일반 용접에 비하여 기술적인 면과 경제적인 면에서 많은 이점을 지니고 있다. 마찰압접은 고상용접으로서 용융접합이 불가능한 금속과 이종금속의 용접에 이용되고 있다. 마찰압접은 간단한 형상 부품들을 결합시킴으로써 복잡한 제품을 만들 수 있어 공정수를 감소시키고 열영향부의 범위가 좁아 용접효율이 좋으며 다른 용접에 비해 여러 가지 장점을 가지고 있어 자동차, 전기, 조선, 화학, 원자력 등의 산업에서 우수한 특성을 활용하여 광범위하게 사용되고 있다.

마찰압접을 실제 기계부품에 적용할 경우 접합부의 기계적 특성이 문제가 될 수도 있지만 최적의 마찰압접 조건을 설정하면 모재의 특성보다 좋은 용접효과를 얻을 수 있다. 그래서 용접 소재와 용접조건들에 대한 많은 연구가 진행되어 왔으며 특히 마찰용접의 장점인 이중마찰에 대해 용접부의 기계적 특성에 대한 많은 연구가 되고 있다.

Suh등<sup>(6)</sup>은 HSS-Co와 SM55C 소재의 이중마찰용접부의 피로강도에 관한 연구를 하였다. Park등<sup>(7~8)</sup>은 Nimonic 80A와 내열강 소재의 이중마찰용접부의 미세조직 관찰과 피로 특성에 대한 연구를 하였다. Cho등<sup>(9)</sup>은 발전용 디젤엔진에 부착되는 축을 마찰용접하기 위해 인코넬(713C)와 합금강(SCM 440) 소재를 이중마찰용접 후 기계적 특성에 대한 연구를 하였다. Sahin등<sup>(10)</sup>은 구리와 강에 대

해 이종마찰용접 실험을 하였고 공정변수 영향을 파악하기 위해 해석을 수행하였다. Min등<sup>(11~13)</sup>은 탄소강(SM45C)과 알루미늄 합금(A6063), 탄소강(SM45C)과 알루미늄 합금(A2024), 스테인레스강(STS304)과 알루미늄 합금(AI6351), 인코넬 합금과 스테인레스강(STS304)에 대해 마찰용접 한 후 이종마찰용접부의 기계적 특성에 대한 연구를 하였다. Kim등<sup>(14)</sup>은 열탄소성 응력해석을 통해 티타늄과 알루미늄 소재의 이종마찰용접에서 발생하는 잔류응력과 소성변형에의 특징과 생성 기구를 규명하였다. Sketchley등<sup>(15)</sup>은 Fe<sub>3</sub>Al기 ODS 합금과 Haynes 230 합금에 대한 동종 또는 이종 마찰용접을 한 후 상온 및 고온에서 기계적 특성을 연구하였다. Silva등<sup>(16)</sup>은 Ti-6Al-4V에 대한 마찰용접 후 기계적 특성과 열영향부의 미세조직 변화에 대한 연구를 하였다. Lee등<sup>(17)</sup>은 자동차 밸브에 사용되는 마르텐사이트 STR3(Si-r)내열강과 오스테나이트 STR35(고Ni-Cr)강 소재를 이용하여 이종마찰용접 한 후 용접부의 피로 특성에 대한 연구를 하였다. Satyanar -ayana등<sup>(18)</sup>은 오스테나이트 스테인레스강(AISI304)과 페라이트 스테인레스강(AISI 430) 소재를 이용하여 이종마찰용접 한 후 마찰용접 공정변수가 기계적 특성에 미치는 영향에 대해 연구하였다. 다양한 소재에 대해 마찰용접 공정변수에 따른 실험과 기계적 특성을 평가하고 이를 바탕으로 최적의 마찰용접 조건을 구하는 연구가 진행되고 있다.

현재까지 연구는 대용량의 마찰 용접기계가 많이 개발되지 않았으며 또한 size effect에 따른 대형size에 대한 용접 기술도 충분하지 못해 초내열합금의 경우 직경이 40mm내외의 비교적 작은 소재를 이용하여 마찰용접에 대한 연구를 하여 왔다. 또한 열점소성 유한요소법을 이용하여 마찰용접 공정변수에 대한 연구도 미미한 실정이다. 본 연구에서 초내열합금 Nimonic80A와 SNCrW 소재로 직경 115mm에 대한 이종 inertia마찰압접은 실제 적용한 경우는 없으며 접합 후 신뢰성 평가에 대한 연구는 없다.

### 1.3 연구 내용 및 목적

본 연구는 대형 배기밸브 제작에 있어서 MAN B&W spec를 만족하는 조건의 소재를 고려해 헤드부는 Nimonic 80A로 스템부는 SNCrW 소재로 이중재질을 관성마찰용접을 이용하여 대형 저속밸브를 제작하였다. 그리고  $\varnothing 80\text{mm}$ 와  $\varnothing 115\text{mm}$ 에 대해서 시뮬레이션을 실시하였고,  $\varnothing 115\text{mm}$ 에 대해서는 시뮬레이션을 근거로 선박엔진용 대형 배기밸브를 제작하였다.

관성마찰용접을 하기 위해서는 플라이휠 에너지, 플라이휠 관성모멘트, 회전수, 마찰압력, 마찰시간, 업셋 압력등에 대한 공정 변수들의 조건이 필요하다. 또한 열전달, 기계적 특성, 유동응력이 서로 다른 이중재질에 대한 최적의 마찰용접 공정조건들은 동종마찰용접 공정조건보다 찾기가 어렵다. 그래서 관성마찰용접 공정에 대하여 열점소성 유한요소해석을 이용하여 다양한 공정변수들이 마찰용접 공정에 미치는 상관관계에 대해 연구하였다.

관성마찰용접 공정해석을 통해서 공정변수들의 영향을 파악한 후 대형 배기밸브를 관성마찰용접 방식으로 제작하였다. 선박용 대형 배기밸브는 고온, 고압의 아주 열악한 환경에서 작동이 되며 이중재질에 따른 기계적 특성이 다르며 또한 용접부 직경이 크므로 접합부 내외부에 대한 용접부의 기계적 특성에 대한 평가가 요구된다. 그래서 미세조직 관찰, 성분분석, 인장강도, 경도, 충격, 피로시험 등의 기계적, 금속적 특성평가를 통해 마찰용접부 내외부에 대한 신뢰성평가를 하였다.

## 2. 이론적 배경

### 2.1 마찰용접

마찰용접은 Fig. 1과 같이 두 재료에 압력을 가한 상태에서 상대(회전)운동을 주어 발생하는 마찰열을 이용하여 고상상태로 접합하는 방식이다. 이 현상은 기계의 효율을 떨어뜨리고 손상시키는 마찰현상을 역으로 이용한 용접법이다. Fig. 1은 마찰용접시의 기본과정을 도시하였다. Fig. 1(a)는 한쪽의 재료를 회전시키고 다른 쪽은 고정하는 단계이며 Fig. 1(b) 적당한 회전속도에 도달하면 축 방향으로 힘을 가하는 단계이며 Fig. 1(c)는 마찰면에서 국부적인 온도가 상승하고 엷셋팅이 시작되는 단계이며 Fig. 1(d)는 최종적으로 회전이 정지되고 엷셋팅이 종료되는 단계이다.

마찰용접은 회전에너지를 두 소재의 마찰을 이용하여 접합면에 열에너지로 자연스럽게 변환시키는 동시에 압접을 통해 재료의 열전도를 최대한 억제하여 일반 용접에 비하여 열영향부의 범위가 좁고, 마찰용접부 주위에는 소성변형이 일어나 재료 특유의 성질을 유지할 수 있으며 전기저항용접에 비해 적은 에너지로도 접합이 가능하다.

마찰용접은 다른 용접보다 공정변수가 적어 작업공정이 단순하고 용접시간이 적어 작업 능률이 높으며, 자동화가 가능하며 일정한 품질의 유지가 가능하므로 신뢰도가 높다. 특히 용융 접합법과 같이 용접에 사용되는 부재료(용접봉, 용가재 등)가 필요하지 않기 때문에 유해한 가스나 불꽃이 발생되지 않아 작업 환경이 청결하다. 또한 내열강, 공구강, 합금강, 티타늄, 알루미늄 등 단조가 가능한 모든 산업용 소재는 마찰용접이 가능하며 주조나 분말 소재도 용접이 가능하다. 또한 동종재료는 물론이고 알루미늄과 강, 구리와 알루미늄, 티타늄과 구리, 니켈합금과 강 등의 이종재료 접합에도 용이한 용접법이다. 또한 이종재료의 접합은 비용절감에 아주 용이하다. 이러한 여러 가지 장점을

가지고 있어 자동차, 전기, 조선, 화학, 원자력 등의 산업에서 우수한 특성을 활용하여 광범위하게 사용되고 있다<sup>(19)</sup>.

마찰용접 공정변수는 플라이휠 에너지, 플라이휠 관성모멘트, 회전수, 마찰 압력, 마찰시간, 엷압력이 있다. 마찰시간이 너무 길면 생산성이 떨어지고 재료의 손실이 많아진다. 또 마찰시간이 짧으면 불균일하게 가열됨과 동시에 산화물이 잔류하며 계면상에 접합되지 않는 부분이 생기게 된다. 마찰압력은 용접부의 온도 구배, 회전 에너지, 축 방향의 길이 감소량을 지배한다. 가열시 압력은 산화 방지를 위해 충분히 밀착시킬 수 있도록 높아야 한다. 일정한 회전속도에서 압력이 낮으면 충분한 발열이 생기지 않으며 압력이 높으면 국부적으로 고온으로 가열되며 급속히 재료의 축 방향 길이가 짧아지게 된다.

마찰용접 방법은 크게 직접구동 마찰용접법(direct drive friction welding)과 관성 마찰용접법(inertia friction welding) 두 가지가 있다. 직접구동 마찰용접은 모터의 구동력으로 직접 회전을 하는 것이고, 관성 마찰용접은 플라이휠의 관성력으로 회전을 하는 방식이다.

Fig. 2, 3은 마찰용접 방식의 두 가지 형태를 보여주고 있다. Fig. 2는 직접구동 마찰용접 공정변수곡선이다. 먼저 모터를 이용하여 하나의 소재를 회전시킨다. 회전속도가 일정해지면 다른 소재를 1차 가압하여 마찰열을 발생시킨다. 마찰열이 발생하여 소재는 연화되고 변형이 발생하여 플래시를 생성한다. 이후 회전하는 소재를 정지와 동시에 2차 가압을 하여 마찰용접을 한다.

Fig. 3은 관성 마찰용접 공정변수곡선이다. 먼저 플라이휠을 이용하여 하나의 소재를 회전시킨다. 목표 회전속도까지 도달하면 다른 소재를 1차 가압하여 마찰열을 발생시킨다. 플라이휠 회전에너지가 열에너지로 바뀌어서 회전속도가 낮아지면서 마찰열이 발생한다. 소재는 연화되고 변형이 발생하여 플래시를 생성한다. Fig. 3-(a)는 1차 가압으로 마찰용접을 하는 방법이며 Fig. 3-(b)는 회전속도가 어느 정도 낮아지면 2차 가압을 하여 마찰용접을 하는 방법이다. 두 마찰용접 변수 제어 곡선에서 알 수 있듯이 용접 변수는 많은

시험과 경험을 통해 최적의 변수를 찾아내는 것이 필요하다.

두 가지 모두 마찰용접을 하는데 큰 차이점은 없으나 유동응력이 큰 소재나 직경이 큰 경우는 관성 마찰용접방식이 유리하다. 그 이유는 직접구동 마찰용접방식은 대용량의 모터가 필요로 하나 관성 마찰용접방식은 큰 플라이휠의 관성력을 이용하므로 적은 모터 파워로도 가능하다. 또한 관성 마찰용접 방식은 열영향부의 기계적 특성이 직접마찰용접보다 우수한 것으로 알려져 있다.

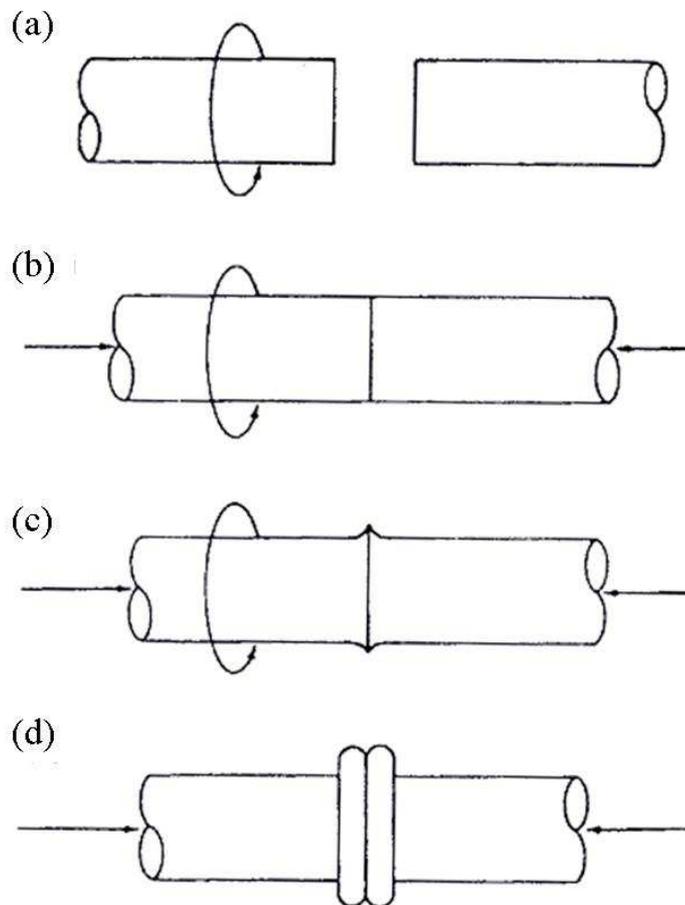


Fig. 1 Schematic of friction welding process

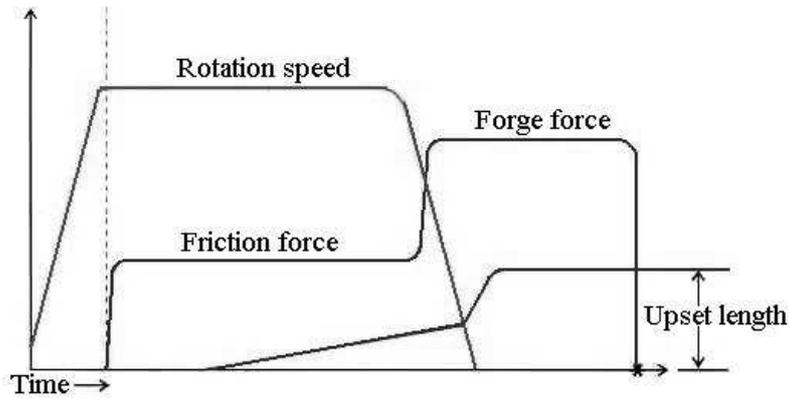
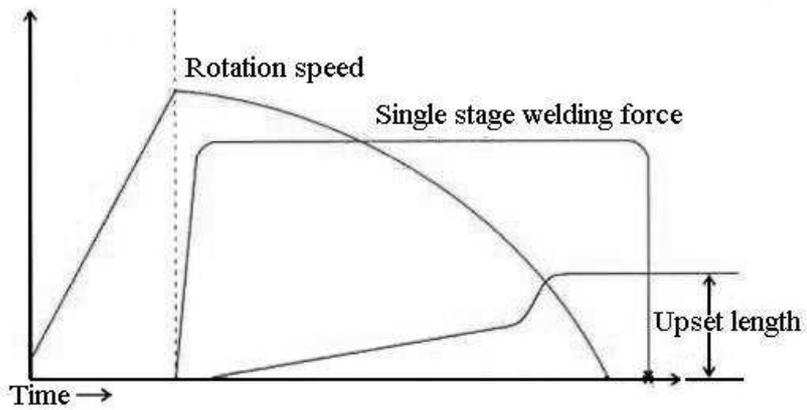
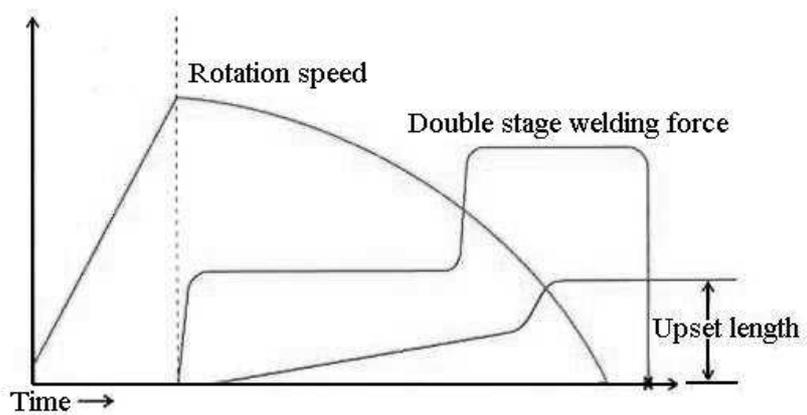


Fig. 2 Schematic of direct drive friction welding parameter<sup>(20)</sup>



(a) single welding force



(b) double welding force

Fig. 3 Schematic of inertia friction welding parameter<sup>(20)</sup>

## 2.2 유한요소 기본 방정식

유한요소법은 연속체를 여러 개의 적절한 크기의 유한 요소로 나누어서 각 절점의 값들을 변분원리, 가중잔류법, 에너지 균형법 등을 이용하여 미분 방정식을 세우고 이것을 이용하여 유한요소방정식을 만들어 각 절점에서의 변수 값들을 구하는 방법이다.

탄성 변형량을 무시할 만큼의 많은 변형을 가지는 단조나 압출과 같은 소성 문제에는 강소성 유한요소법이<sup>(21~23)</sup> 사용되고 있으며, 이 방법은 벌크 성형 해석에 있어서 정확도와 계산 효율이 우수한 것으로 알려져 있다. 한편 마찰 압접을 하는 동안 소재는 마찰과 변형에 의한 국부적인 열과 소성변형이 발생한다. 따라서 열전달과 변형거동해석이 동시에 요구되므로 열점소성 유한요소법이 적절한 해석법이 될 수 있다. 또한 관성마찰용접 공정변수로는 플라이휠 에너지, 플라이휠 관성모멘트, 회전수, 마찰압력, 마찰시간, 엇셋 압력이 있으며 최적의 공정 변수값을 찾기 위해서는 수치 해석적인 방법이 가장 효율적이다.

강소성 유한요소 수식화는 다음과 같은 가정을 따른다.

- (1) 재료는 강소성체이고, 탄성 변형은 무시한다.
- (2) 바우싱거 효과(Bauschinger effect)를 무시하며, 가공 후에도 등방성(isotropic)을 유지한다.
- (3) 재료는 변형동안 체적일정조건을 따른다.
- (4) 재료는 von Mises 항복조건을 따른다.
- (5) 다이는 강체이며, 변형하지 않는다.

벌칙함수를 고려한 강소성 유한요소법의 범함수( $\pi$ )의 변분<sup>(22)</sup>은 다음과 같다.

$$\delta\pi = \int_V \bar{\sigma} \delta\dot{\epsilon} dV + K_p \int_V \dot{\epsilon}_v \delta\dot{\epsilon}_v dV - \int_{S_f} F_i \delta u_i dS = 0 \quad (1)$$

여기서  $\bar{\sigma} (= \sqrt{\frac{3}{2}\sigma_{ij}'\sigma_{ij}'})$ 는 유효 응력,  $\dot{\epsilon} (= \sqrt{\frac{2}{3}\dot{\epsilon}_{ij}\dot{\epsilon}_{ij}})$ 는 유효 변형률 속도,  $K_p (= \frac{\sigma_m}{\epsilon_v})$ 는 벌칙 상수(penalty constant)이며 매우 큰 수이다. T는 표면력(surface traction)이며 u는 속도이다.

비틀림 항을 포함한 2차원 축대칭은 원주방향의 힘과 변위가 존재한다. 또한 축대칭이므로 원주방향의 변위는 일정하다.

$$\begin{aligned} u &= u(r, z) \\ v &= v(r, z) \\ w &= w(r, z) \end{aligned} \quad (2)$$

$$\dot{\epsilon} = \begin{pmatrix} \dot{\epsilon}_r \\ \dot{\epsilon}_z \\ \dot{\epsilon}_\theta \\ \dot{\gamma}_{rz} \\ \dot{\gamma}_{r\theta} \\ \dot{\gamma}_{z\theta} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \frac{\partial u}{\partial r} \\ \frac{\partial v}{\partial z} \\ \frac{u}{r} \\ \frac{\partial u}{\partial z} + \frac{\partial v}{\partial r} \\ \frac{\partial w}{\partial r} - \frac{w}{r} \\ \frac{\partial w}{\partial z} \end{pmatrix} \quad (3)$$

여기서 u, v, w는 각각 반경방향(r), 축방향(z), 원주방향( $\theta$ )의 속도이다.

6개의 편차응력텐서는 식(4)의 구성방정식(constitutive equation)에 의해 정의된다.

$$\sigma_{ij}' = \frac{2}{3} \frac{\bar{\sigma}}{\epsilon} \epsilon_{ij} \quad (4)$$

비틀림 항을 포함한 경계조건(boundary condition)은 다음과 같다<sup>(23)</sup>.

$$\begin{aligned} w(r, z = h_t) &= r \omega \\ p(r, z = h_t) &= p(t) \\ u(r, z = h_b) &= v(r, z = h_b) = w(r, z = h_b) = 0 \end{aligned} \quad (5)$$

여기서,  $w$ 는 원주방향( $\theta$ )의 속도이며  $\omega$ 는 플라이휠 각속도,  $p$ 는 압력,  $t$ 는 시간,  $h_t$ 와  $h_b$ 는 경계조건의 축방향 항이며 두 항은 결합되어 있다.

소성가공에서 온도 분포 해석을 위한 열전도 방정식은 다음과 같다.

$$\begin{aligned} \int_V k_c T_{,i} \delta T_{,i} dV + \int_V \rho c \dot{T} \delta T dV - \int_S q_n \delta T dS \\ - k^* \left( \int_V \sigma_{ij} \epsilon_{ij} \delta T dV + \int_S (f_s)_i (u_s)_i \delta T dS \right) = 0 \end{aligned} \quad (7)$$

여기서,  $k_c$ 는 열전도 계수(thermal conductivity)이며  $\rho$ 는 밀도(density),  $c$ 는 비열(specific heat),  $k^*$ 는 변형에너지가 열에너지로 변환되는 변환율로서 범위는 0.85~0.95이다.

열점소성 유한요소법에 대한 경계치 문제는 열평형 방정식으로부터 다음과 같은 경계조건을 갖는다.

자유표면에서는 대류 열유동(convection heat flux)과 복사 열유동

(radiation heat flux)이 존재한다.

$$q_n^c = h (T_a - T_w) \quad (8)$$

$$q_n^r = \sigma^* \varepsilon^* (T_a^4 - T_w^4) \quad (9)$$

여기서,  $h$ 는 대류 열전달 계수,  $\sigma^*$ 는 Stefan-Boltzmann 상수,  $\varepsilon^*$ 은 복사율 (emissivity),  $T_a$ 는 소재 주위 온도,  $T_w$ 는 소재 표면 온도이다.

금형과 소재의 접촉면에서는 전도 열유동(conduction heat flux)과 마찰 열유동(friction heat flux)이 존재한다.

$$q_n^d = h_{lub} (T_d - T_w) \quad (10)$$

$$q_n^f = m^* k v_s T_d \quad (11)$$

여기서,  $h_{lub}$ 는 윤활 열전달 계수,  $T_d$ 는 금형 표면 온도,  $m^*$ 은 전단 마찰계수이다.

### 3. 이종마찰용접 유한요소해석

#### 3.1 마찰용접 공정해석

마찰용접공정은 마찰 단계와 압하 단계로 행하여진다. 먼저 마찰 단계에서는 하나의 소재를 플라이휠 에너지를 이용하여 회전시키며 다른 소재는 정적인 상태에서 일정한 힘을 가한다. 두 소재의 접촉면은 마찰에 의해 열이 발생하며 두 소재는 국부적으로 연성이 상당히 증가하고 가압력에 의해 소재가 변형된다. 마찰 단계 후 압하 단계에서는 플라이휠 에너지가 감소되면 보다 큰 힘을 가하여 플라이휠 회전을 정지시킴과 동시에 두 소재를 접합시킨다.

본 연구에 사용된 소재의 화학조성비와 인장 특성을 Table 1과 2에 각각 나타내었다. 두 소재는 내열강 소재이며 화학성분을 보면 Nimonic 80A는 Ni 70%, Cr이 19.8%로 구성되어 있으며 SNCrW는 Ni이 9.5%, Cr이 19.5%로 구성되어 있다. 기계적 성질의 경우 Nimonic 80A는 상온에서 1200MPa, 500℃에서 800MPa의 인장강도를 가지며 고온강도가 우수한 소재이다. 한편 SNCrW는 Nimonic 80A보다 강도는 낮으나 연신율이 좋은 소재이다.

마찰용접 유한요소해석은 다음과 같은 방법으로 하였다. 먼저 상부 금형은 상부 소재(Nimonic 80A)와 함께 초기 플라이휠 에너지에 의해 회전이 가해지며 하부 금형은 하부 소재(SNCrW)와 함께 정적 상태에서 일정한 1차 가압력을 가한다. 이렇게 되면 플라이휠 에너지는 감소되며 두 소재의 접촉면에서는 마찰에 의한 열이 발생하고 온도의 상승에 의해 국부적인 변형이 생긴다. 마찰면에 균일한 온도분포와 변형이 발생되면 1차 가압력보다 더 큰 2차 가압력을 적용한다. 두 소재는 플래쉬를 발생하며 정지와 동시에 마찰용접이 완료된다. Fig. 4은 마찰용접 공정을 유한요소해석을 위한 개략도이다. 해석에 사용된 소재의 직경은 각각 80, 115mm이며 마찰부위의 형상이 원통형이므로 축대칭으로 해석하였다. 또한 회전에 의해 두 소재가 접촉하는 부위에는 마찰

계수에 의해 열발생이 일어나게 하였고 소재의 외곽부는 열발생에 의해 소재와 대기와의 열전달 현상을 고려하기 위해 대류와 복사 열전달에 대한 경계조건을 주었다.

마찰용접동안 열발생과 소성변형이 발생하기 때문에 열전달과 변형거동해석이 동시에 요구되므로 열점소성해석에 사용되는 전용 프로그램 DEFORM-2D를 이용하여 열점소성 유한요소 해석을 수행하였다. Table 3~5 은 열점소성 유한요소해석 동안 소재의 열전달과 변형에 관련된 소재 특성과 공정변수를 나타내었다. 관성마찰용접에 대한 공정해석을 수행하기 위해선 플라이휠 에너지, 플라이휠 관성모멘트, 회전수, 마찰압력, 마찰시간, 업셋압력의 공정변수가 있어야 한다. 플라이휠 에너지와 관성모멘트는 관성마찰용접기의 성능과 마찰용접 소재의 종류와 크기에 따라 달라진다.

식 (12)는 플라이휠 에너지를 표현하는 수식이며 식 (13)은 플라이휠 에너지에 표현된 플라이휠 관성모멘트를 나타내는 수식이다.

$$E = \frac{I\omega^2}{2} \quad (12)$$

$$I = mr^2 \quad (13)$$

여기서, E는 플라이휠 에너지(N-mm), I는 플라이휠 관성모멘트(kg-mm<sup>2</sup>),  $\omega$ 는 각속도(rad/sec), m은 플라이휠 질량(kg), r은 플라이휠 반경(mm)이다.

Table 1 Chemical composition of Nimonic 80A and SNCrW<sup>(25)</sup>

Materials	Composition (wt.%)							
	Al	Si	Mn	Cr	Ti	Ni	Fe	C
Nimonic 80A	1.57	0.03	1.00	19.8	2.59	bal	0.15	0.05
SNCrW	0.01	1.40	0.80	19.8	0.01	9.50	bal	0.2

Table 2 Mechanical properties of Nimonic 80A and SNCrW<sup>(25)</sup>

Materials	mechanical properties			
	Yield strength (MPa)	Tensile strength (MPa)	Elongation (%)	Reduction of area (%)
Nimonic 80A	900	1200	15	25
SNCrW	350	750	30	50

Table 3 Thermo-mechanical processing and parameters for FE simulation

Item	Unit	Value
Friction factor	-	0.25
Room temperature	°C	20
Convection coefficient	N/mm/sec/°C	0.1
Lubricant heat transfer coefficient	N/mm/sec/°C	10
Emissivity	-	0.7

Table 4 Thermal conductivity and heat capacity of Nimonic 80A<sup>(26)</sup>

	20 °C	300 °C	600 °C	1000 °C
Thermal conductivity (N/sec °C)	11.2	16.1	20.8	28.4
Heat capacity (N/mm <sup>2</sup> /°C)	3.7	4.3	4.9	5.8

Table 5 Thermal conductivity and heat capacity of SNCrW<sup>(26)</sup>

	20 °C	300 °C	600 °C	1000 °C
Thermal conductivity (N/sec °C)	16	19.5	23.25	28.25
Heat capacity (N/mm <sup>2</sup> /°C)	2.7	3.2	5.2	8.12

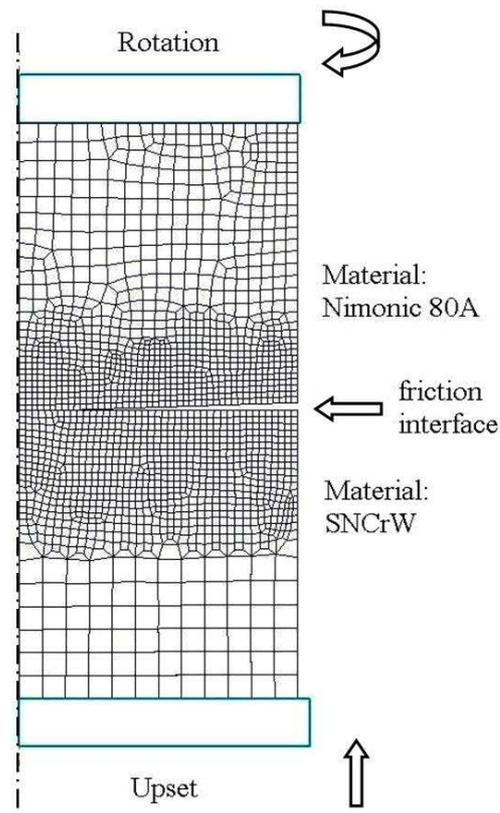


Fig. 4 Schematic of FE simulation for inertia welding

## 3.2 마찰용접 공정해석 결과 및 고찰

### 3.2.1 직경 80mm에 대한 공정 해석

직경 80mm에 대한 이중마찰용접에 대한 시뮬레이션 결과를 고찰하고자 한다. Table 6에서 제시한 다양한 공정변수 조건들에 대하여 시뮬레이션을 수행하였으며 마찰시간에 따른 변형된 양을 Table 7에 나타내었다. 공정시간 변화에 따른 플라이휠 에너지 감소와 압하량 증가에 대한 해석 결과를 그래프 형태로 Fig. 5에 나타내었다.

해석조건 Fig. 5(a)에서 1, 4와 (b)에서 5, 8의 경우 플라이휠 에너지와 1차 가압력은 같고 2차 가압력이 상대적으로 큰 경우 공정시간은 비슷하나 전체 변화량이 많아짐을 알 수 있었다. 해석조건 Fig. 5(a)에서 1, 3와 (b)에서 5, 7의 경우 플라이휠 에너지와 2차 가압력은 같고 1차 가압력이 상대적으로 큰 경우 압하량이 많으며 공정시간은 짧아짐을 알 수 있었다. Fig. 5(a)와 5(b)의 비교로부터 관성모멘트가 같다고 할지라도 플라이휠 에너지가 상대적으로 큰 경우에는 공정시간과 전체변화량이 증가되는 것으로 나타났다.

Fig. 6은 마찰용접 공정해석에 대한 변형 형태와 온도 분포를 표시하는 그림이다. Fig. 6(a)는 유한요소해석을 위한 초기요소 형상이며 Fig. 6(b)는 마찰에 의한 가열단계로써 1차 가압 후 두 소재에 대한 온도분포와 압하된 형상을 나타내며 Fig. 6(c)는 2차 가압에 의한 접합단계로써 2차 가압 후 온도분포와 형상을 표시하고 있다.

플래쉬의 두께를 비교하여 보면 SNCrW쪽이 Nimonic 80A보다 훨씬 크다. 플래쉬의 두께 차이가 발생하는 이유는 Nimonic 80A가 SNCrW에 비하여 상대적으로 큰 고온 강도를 갖기 때문에 마찰열로 인한 성형이 적게 일어남으로 플래쉬량 및 두께가 적음을 알 수 있다. Table 6에서 제시한 공정변수들이 적용된 마찰용접 공정해석은 모두 좋은 해석결과를 얻었으나 제시된 공정변수 조건보다 적은 값이 적용된 경우의 계산 결과에서는 접촉면에서의 균일한 열

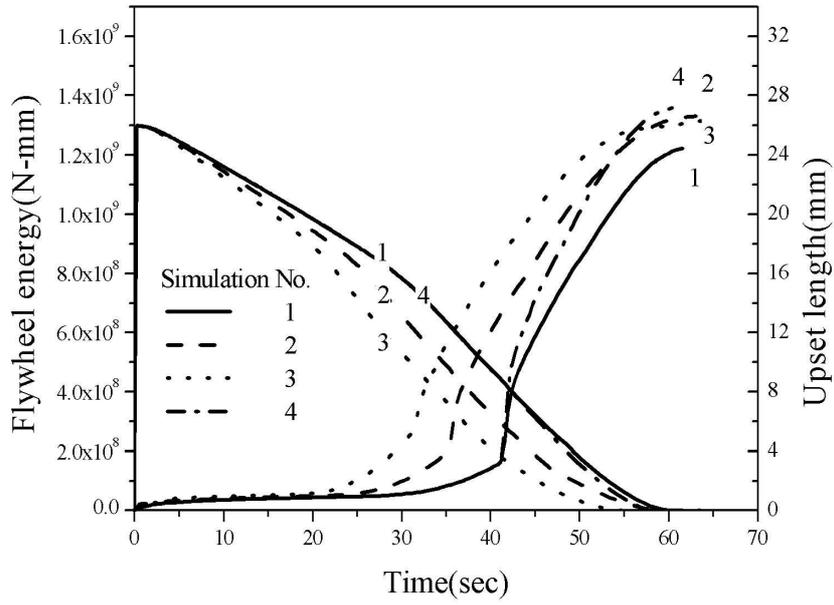
발생과 충분한 변형이 발생하지 않는 것으로 나타났기 때문에 본 연구에서는 이를 취급하지 않기로 한다.

Table 6 Simulation parameter condition for inertia welding process

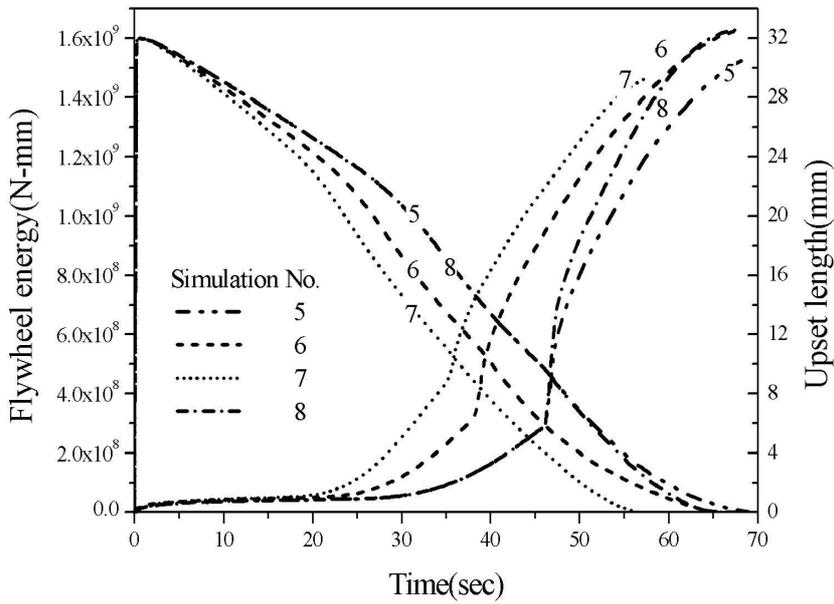
Condition	Process parameters ( $\varnothing$ 80mm)			
	Flywheel energy (N-mm)	Inertia moment (kg-mm <sup>2</sup> )	1st force (kN)	2nd force (kN)
1	$1.3 \times 10^9$	$6.29 \times 10^8$	1,200	1,800
2	$1.3 \times 10^9$		1,350	1,800
3	$1.3 \times 10^9$		1,500	1,800
4	$1.3 \times 10^9$		1,200	2,000
5	$1.5 \times 10^9$		1,200	1,800
6	$1.5 \times 10^9$		1,350	1,800
7	$1.5 \times 10^9$		1,500	1,800
8	$1.5 \times 10^9$		1,200	2,000

Table 7 Simulation results for inertia welding process ( $\varnothing$  80mm)

Condition	Friction time (sec)	Upset length (mm)	Total time (sec)	Total upset length (mm)
1	41	3.3	61	24.4
2	35	4.1	60	26.4
3	31	5.6	57	25.7
4	41	3.3	60	27.0
5	46	6	69	30.7
6	38	6.6	67	32.4
7	35	8.9	59	29.5
8	46	6	67	32.5

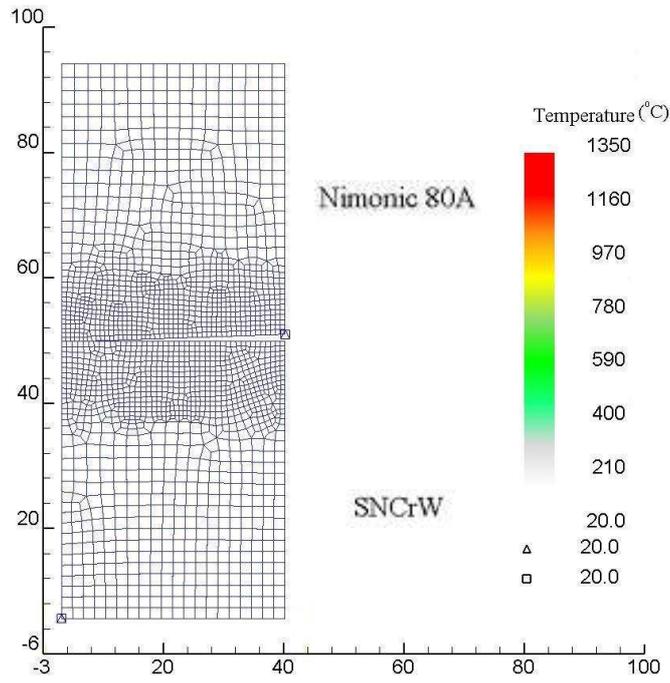


(a) Initial flywheel energy( $1.3 \times 10^9$  N-mm)

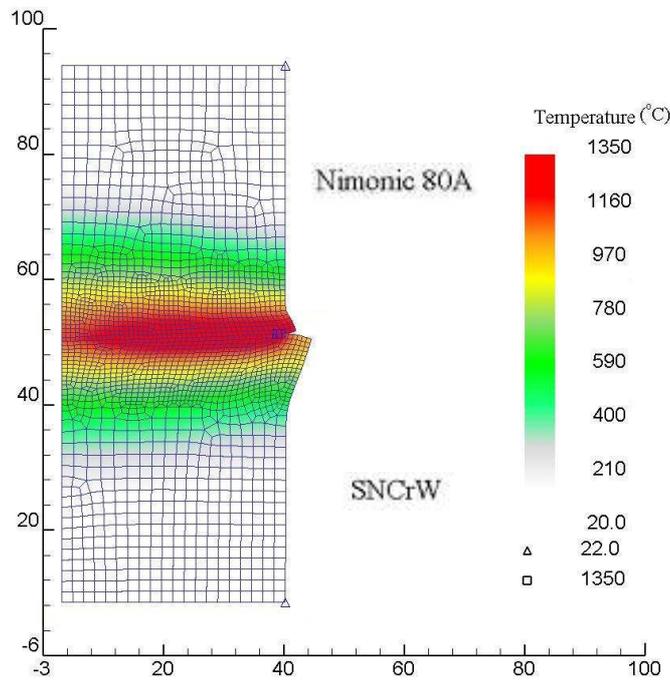


(b) Initial flywheel energy( $1.5 \times 10^9$  N-mm)

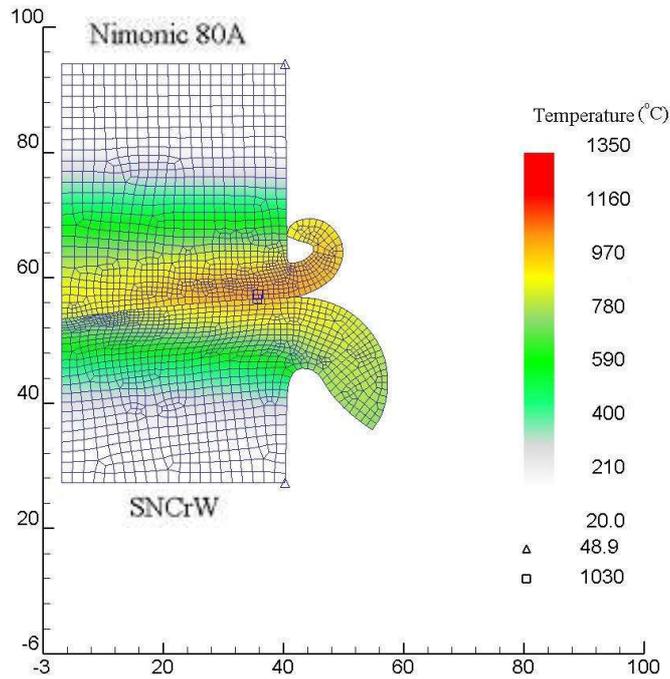
Fig. 5 Flywheel energy and upset length curve versus time( $\varnothing$  80mm)



(a) Initial mesh shape for FE analysis



(b) Deformation shape and distribution of temperature after friction phase step



(c) Deformation shape and distribution of temperature after upset phase step

Fig. 6 Analysis results for inertia welding FE simulation ( $\varnothing$  80mm)

### 3.2.2 직경 115mm에 대한 공정 해석

다음은 직경 115mm의 소재에 대한 이중마찰용접에 대한 해석을 고찰하고자 한다. Table 8에서 제시한 다양한 공정변수 조건들에 의해서 해석을 수행하였다. 직경 115mm경우 플라이휠 에너지는 직경 80mm의 단면적과 SIZE effect를 고려해서 80mm의 3배 수준인  $3.9 \times 10^9$ (N-mm) 및  $4.5 \times 10^9$ (N-mm)의 2가지 경우를 선택하였다. 마찰시간에 따른 변형된 양을 Table 9에 나타내었다. 공정시간에 대한 플라이휠 에너지 감소와 압하량 증가에 대한 해석 결과를 그래프 형태로 Fig. 7에 나타내었다.

해석조건 2, 4와 6, 8의 경우 플라이휠 에너지와 1차 가압력은 같고 2차 가압력이 상대적으로 큰 경우 공정시간은 비슷하나 압하량이 많아짐을 알 수 있었다. 해석조건 1, 3와 5, 7의 경우 플라이휠 에너지와 2차 가압력은 같고 1차 가압력이 상대적으로 큰 경우 압하량이 많으며 공정시간은 짧아진다.

Fig. 7(a), (b)는 플라이휠 관성모멘트는 같으나 플라이휠에너지가 다른 경우이며 플라이휠 에너지가 상대적으로 큰 경우 공정시간은 같아지며 압하량이 많아짐을 알 수 있었다.

Fig. 8은 마찰용접 공정해석 결과들을 보여준다. Fig. 8(a)은 유한요소해석을 위한 초기요소 형상이며 Fig. 8(b)은 마찰에 의한 가열단계로써 1차 가압 후 두 소재의 온도분포와 압하된 형상을 나타내며 Fig. 8(c)은 마찰에 의해 가열된 소재로부터 가압에 의해 접합단계로써 2차 가압 후 온도분포와 압하된 형상을 나타낸다.

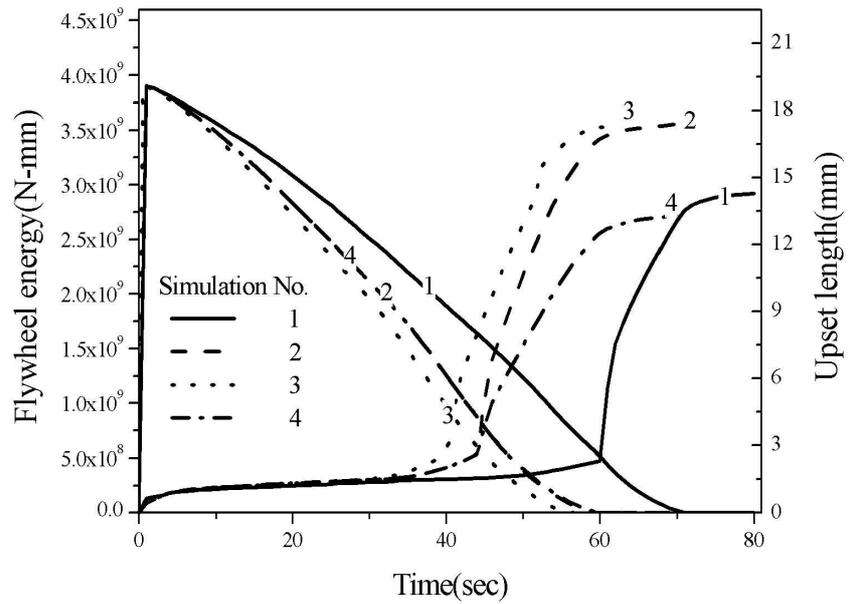
플래쉬의 두께를 비교하여 보면 직경 80mm와 동일하게 SNCrW 소재부가 Nimonic 80A 소재부보다 훨씬 크다. Table 8에서 제시된 공정변수들이 적용된 마찰용접 공정해석은 모두 좋은 해석결과를 얻었으나 제시된 공정변수 조건보다 적은 값이 적용된 경우의 해석에서는 접촉면에서의 균일한 열발생과 충분한 변형이 발생하지 않았음을 알 수 있었다.

Table 8 Simulation parameter condition for inertia welding process

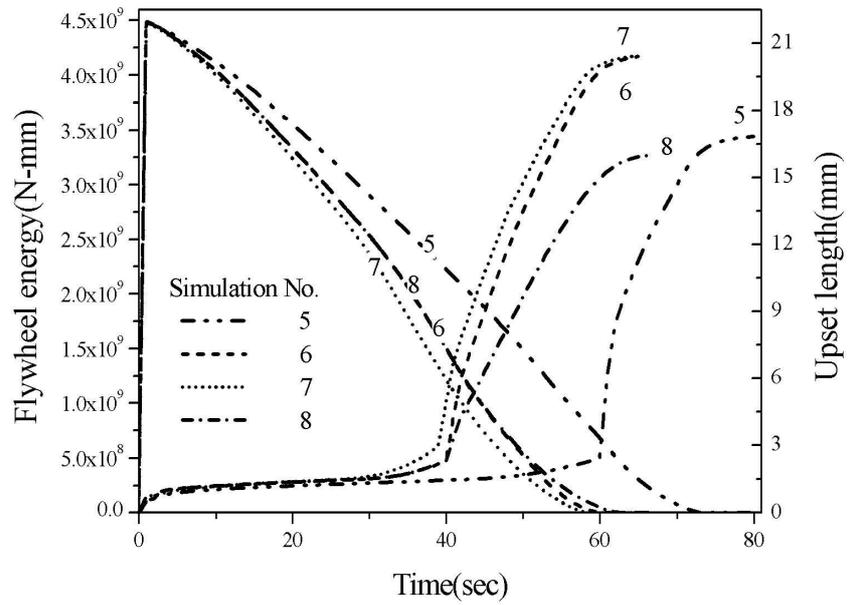
Condition	Process parameters (∅ 115mm)			
	Flywheel energy (N-mm)	Inertia moment (kg-mm <sup>2</sup> )	1st force (kN)	2nd force (kN)
1	3.9×10 <sup>9</sup>	1.049×10 <sup>9</sup>	2,300	4,000
2	3.9×10 <sup>9</sup>		2,700	4,000
3	3.9×10 <sup>9</sup>		2,900	4,000
4	3.9×10 <sup>9</sup>		2,700	3,500
5	4.5×10 <sup>9</sup>		2,300	4,000
6	4.5×10 <sup>9</sup>		2,700	4,000
7	4.5×10 <sup>9</sup>		2,900	4,000
8	4.5×10 <sup>9</sup>		2,700	3,500

Table 9 Simulation results for inertia welding process ( $\varnothing$  115mm)

Condition	Friction time (sec)	Upset length (mm)	Total time (sec)	Total upset length (mm)
1	60	2.4	80	14.2
2	44	2.6	70	17.4
3	40	3	63	17.4
4	44	2.6	68	13.24
5	60	2.5	80	16.8
6	40	2.5	65	20.4
7	39	2.9	65	20.4
8	40	2.5	67	16

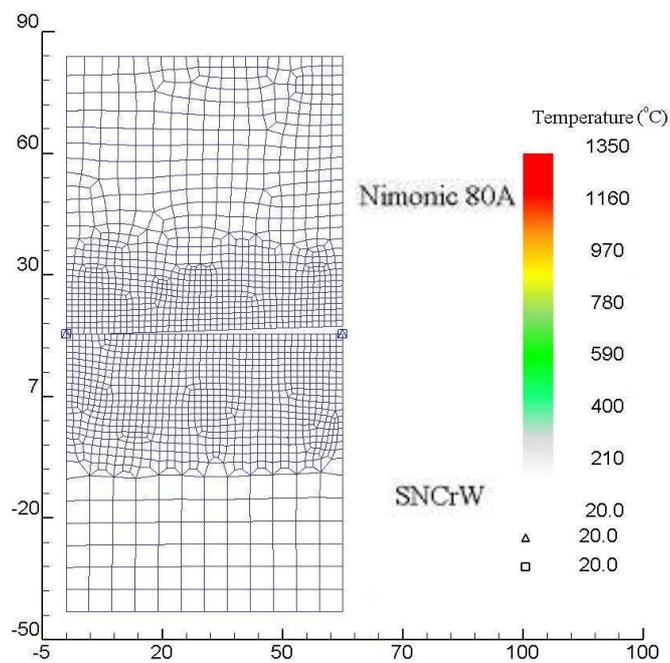


(a) Initial flywheel energy( $3.9 \times 10^9$  N-mm)

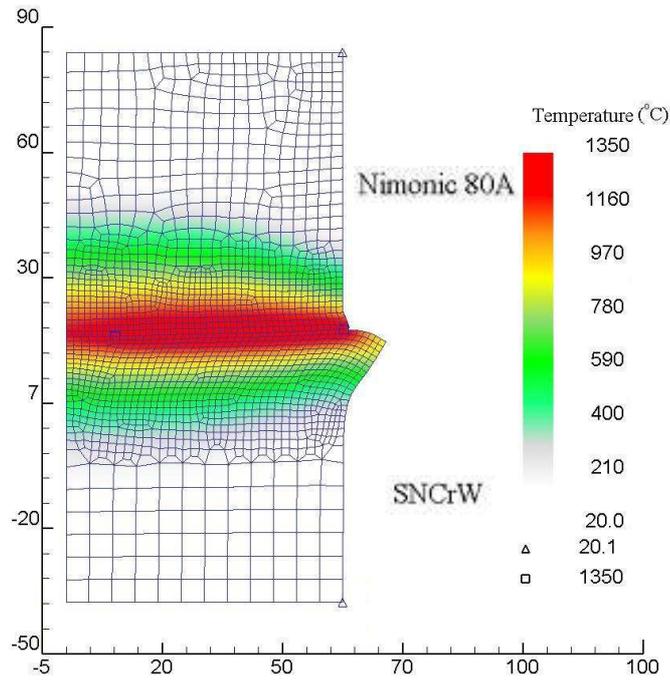


(b) Initial flywheel energy(4.5×10<sup>9</sup> N-mm)

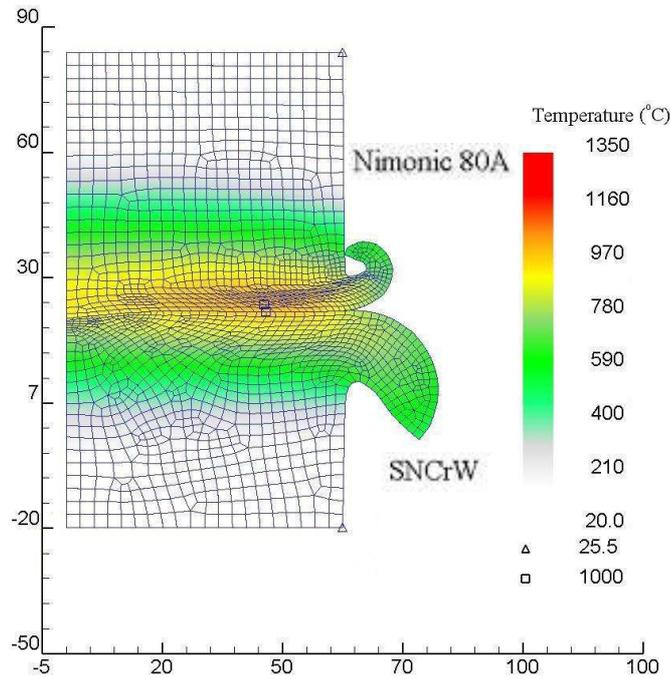
Fig. 7 Flywheel energy and upset length curve versus time(∅ 115mm)



(a) Initial mesh shape for FE analysis



(b) Deformation shape and distribution of temperature after friction phase step



(c) Deformation shape and distribution of temperature after upset phase step

Fig. 8 Analysis results for inertia welding FE simulation ( $\varnothing$  115mm)

## 4. 마찰용접 실험

### 4.1 대형 배기밸브 제작

대형배기밸브(head직경:Ø500mm, stem직경: Ø115mm, high:1800mm)에 대한 이중마찰용접에 대한 일체화 시험을 수행하였다. 국내의 경우 대형 선박용 배기밸브의 경우 일본 및 유럽에서 전량 수입에 의존하고 있어 대형 배기밸브의 국산화 개발 자체가 큰 의미를 갖고 있다.

마찰용접에 의한 배기밸브 개발의 기본원칙은 선박 디젤엔진의 연소실내에서 고온에 견뎌야 하는 밸브 헤드 부분은 고급 소재인 Nimonic 80A를 사용하고 비교적 저온에서 사용되는 스템부는 사용상 문제가 없는 저가의 소재인 SNCrW를 사용하여 품질을 만족하는 경제적인 밸브를 개발하였다.

Fig. 9는 스템부 직경이 115mm의 대형 선박엔진용 배기밸브를 도시하였으며 헤드 부위와 스템 부위의 구분 및 마찰용접 위치를 나타낸다.

Photo 1은 실험에 사용한 미국 MTI사의 마찰용접기 사진이며 Inertial Welding Machine 480 Model로 회전수 1,000rpm 및 관성모멘트가  $1.053 \times 10^9 \text{kg} \cdot \text{mm}^2$ 의 설비이다. 본 설비로 실험을 하기 전 최대 직경 115mm인 소재에 대한 유한요소해석을 한 결과, 해석에서 얻어진 하중이  $1.049 \times 10^9 \text{kg} \cdot \text{mm}^2$ 가 나왔으므로 마찰용접기의 용량과 해석조건이 일치함을 알 수 있다.

Photo 2는 초대형 배기밸브를 관성마찰용접 방법으로 실제로 공정별 사진이다. Photo 2(a)는 밸브 헤드를 Nimonic 80A로 단조한 후 마찰용접을 하기 위해 용접부를 가공한 사진이다. Photo 2(b) 밸브 헤드와 마찰압접 될 스템부위로 SNCrW로 제작한 사진이다. Photo 2(c) 마찰압접 작업을 위해서 밸브 헤드부위를 마찰용접기 플라이휠측 치구(jig)에 고정된 사진이다. Photo 2(d)

는 밸브 스템부를 심압축 홀더(holder)에 고정한 사진이다. Photo 2(e) 플라이휠의 고정된 헤드부위가 회전할 때 스템부에서 1차, 2차 가압을 하여 마찰열에 의해서 최종 마찰압접이 완료된 상태이며 photo2(f)는 일체화 된 배기밸브 사진이다.

실험에서 사용된 마찰용접 공정변수는 공정해석에 사용된 시뮬레이션 조건3(플라이휠 에너지:  $3.9 \times 10^9$  N-mm, 플라이휠 관성모멘트:  $1.049 \times 10^9$  N-mm, 마찰하중: 2,900N, 압하하중: 4,000N)을 선택하여 실험을 하였다. 시뮬레이션 조건3은 마찰시간, 압하 하중, 압하 길이가 해석 결과 중 최적의 조건이었다.

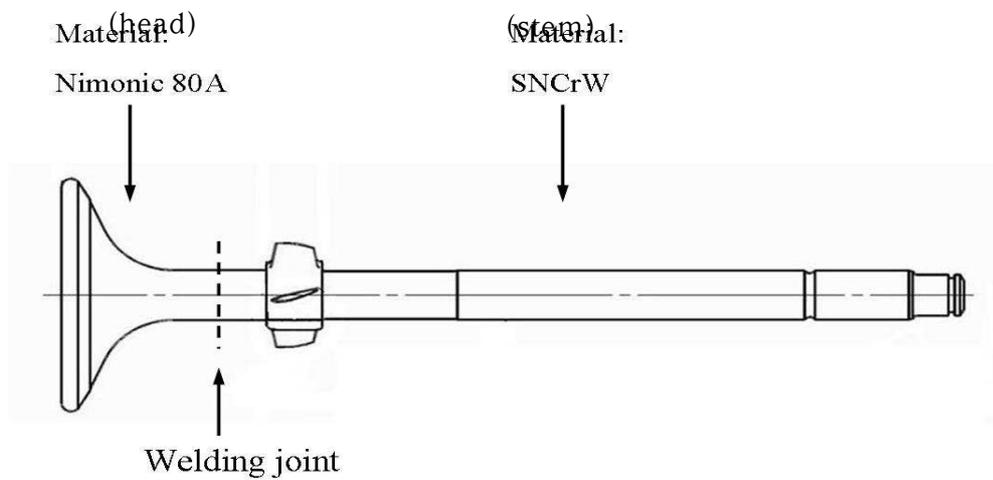


Fig. 9 Schematic of friction welded valve spindle



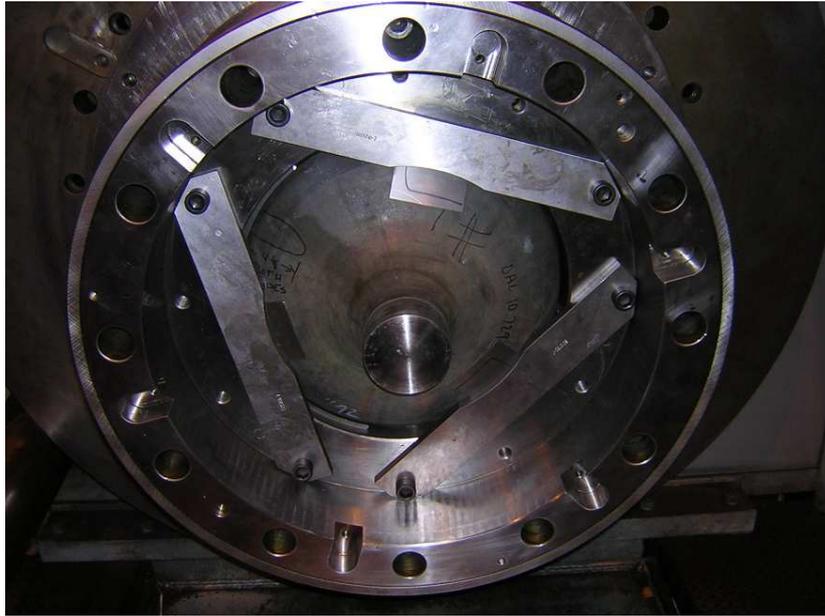
Photo 1 Appearance of Inertia friction welding machine



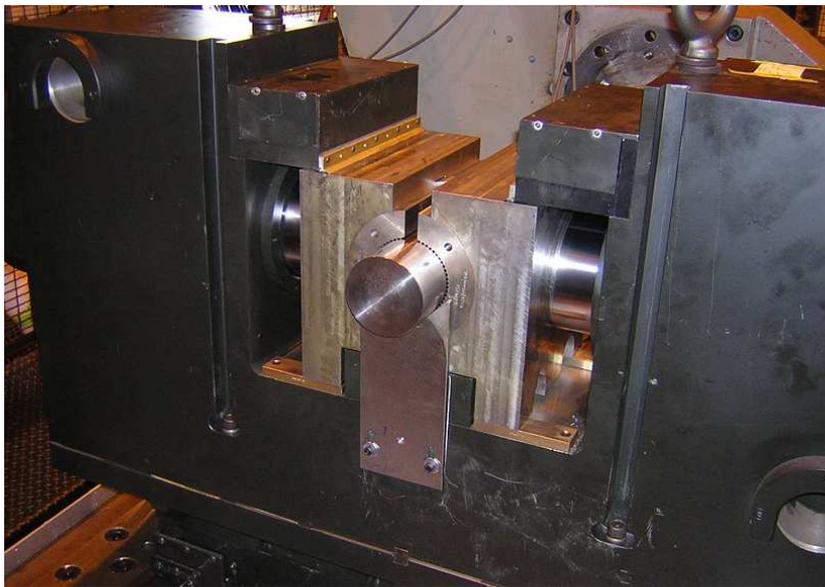
(a) head part shape of exhaust valve ( 115mm)



(b) stem part shape of exhaust valve ( 115mm)



(c) Appearance of valve head part fixed to machine



(d) Appearance of valve stem part fixed to machine



(e) Head and stem part on phase of friction welding



(f) Appearance after friction welding

Photo 2 Manufactured exhaust valve shape by friction welding processing

## 4.2 마찰용접부 특성 평가

대형 배기밸브는 고온, 고압, 열적 기계적 반복하중에 의한 가혹한 환경에서 작용되는 부품이다. 실제 head 부위 Nimonic 80A와 stem부위 SNCrW로 마찰용접으로 제작된 부품이 실제 환경에 적용되었을 경우 현재 Nimonic 80A 일체화로 제작되는 부품보다 품질이 같거나 우수하여야 한다. 그래서 마찰용접으로 제작된 대형 배기밸브 스피들의 용접부 특성을 평가하고 마찰용접품에 대한 신뢰성 평가가 필요하다. 용접부 특성 평가는 금속학적, 기계적 특성을 평가하였다. 용접부에 대한 미세조직 변화 관찰과 성분분석을 통한 금속학적 특성을 평가하고 인장, 경도, 충격, 피로 시험을 통해 기계적 특성을 평가하였다. 또한 마찰압접으로 제작된 대형 엔진밸브를 실제 선박엔진에 장착하여 2개월, 5개월, 13개월 후 3차에 걸쳐서 사용중인 용접부의 결함 여부를 비파괴 검사를 통해 확인한 결과 전혀 결함이 발생되지 않았을 확인하였다.

### 4.2.1 금속학적 특성평가

마찰용접부에 대해 결함을 조사하고 거시조직과 미세조직에 대하여 금속학적 특성평가를 하였다. Photo 3(a)은 마찰용접 방식에 의해서 제작된 직경 115mm인 배기밸브 스피들 형상이다. Photo 3(b)은 마찰용접 후 용접부 단면의 수직방향 단면을 나타낸다. 사진의 위쪽이 Nimonic 80A이며 아래쪽이 SNCrW이다. 이중마찰용접 후 플래쉬 형상을 확인한 결과 Nimonic 80A 소재의 플래쉬 두께가 SNCrW 소재의 플래쉬 두께보다 얇음을 알 수 있다. 플래쉬량 측면에서는 직경 115mm에 대한 시뮬레이션 때와는 달리 현저한 차이는 없으며 얇고 긴형태의 플래쉬가 발생하였다. 이것은 Nimonic 80A 소재의 고온유동응력이 상대적으로 크기 때문이다.

Photo 4는 비파괴시험 방법 중 액체 침투탐상방법을 이용하여 표면 결함의 유무를 확인하였다. 실험 결과 용접부의 수직단면에서 용접결함이 없음을 확인하였다. Photo 5는 마찰용접부의 거시조직사진이다. 용접 경계선을 따라 두

소재의 경계가 뚜렷하게 나타남을 알 수 있었다.

Photo 6은 모재와 마찰용접부의 미세조직 사진이다. Photo 6(a)은 용접경계에서 SNCrW방향으로 15mm위치에서 관측된 미세조직사진이며 미세조직 입자크기가 ASTM No. 6으로 관찰되었다. Photo 6(b)은 용접경계에서 Nimonic 80A 방향으로 15mm 위치에서 관측된 미세조직사진이며 미세조직 입자크기가 ASTM No. 5로 관찰되었다. 용접경계에서 각각 15mm 위치에서 관찰된 미세조직의 결정입도 크기는 ROUND BAR 제조과정에서 결정된 상태로 마찰용접시 발생한 열영향에 의한 어떤 조직적 변화가 없는 원소재의 미세조직과 일치하였다. Photo 6(c)은 용접경계에서 SNCrW 방향으로 2mm 위치에서 관측된 미세조직사진이며 미세조직 입자크기가 ASTM No. 8로 관찰되었다. Photo 6(d)은 용접경계에서 Nimonic 80A 방향으로 2mm 위치에서 관측된 미세조직사진이며 관측된 입자크기는 미세조직 입자크기가 ASTM No. 8로 관찰되었다. Photo 6(e)는 SNCrW와 Nimonic 80A 소재 용접경계에서 관측된 미세조직사진이며 관측된 입자크기는 미세조직 입자크기가 ASTM No. 8로 관찰되었다. 이를 종합하면 마찰용접 경계부위가 마찰용접의 영향을 전혀 받지 않은 원소재 상태보다 Grain Size로 ASTM No. 2~3등급 정도 미세화된 것을 알 수 있다. 이는 마찰용접이 2000℃이상 용융상태에서 용접하는 일반 CO<sub>2</sub>용접과는 달리 마찰용접은 두 모재의 마찰열에 의해서 온도가 1200℃ 수준의 단조온도까지 올라 갔을 때 대용량의 유압을 가해서 단점을 시키므로 용접부위가 오히려 단련이 되어 마찰 열영향을 받은 경계부위가 조직이 오히려 미세화 됨을 알 수 있다.

Photo 7은 SEM을 이용하여 용접경계에서 SNCrW방향으로 400μm까지 찍은 사진이며 화학성분 측정 위치를 표시하였고 Fig. 10은 측정된 성분들의 분포를 그래프로 도시하였다. 왼쪽에서 오른쪽으로 갈수록 니켈성분이 감소하고 철 성분이 증가함을 알 수 있었고 약 200μm 범위에서 확산에 의해 소재성분들이 혼재해 있음을 알 수 있었다. 이로써 마찰용접동안 Fe, Ni 성분이 상호 확산에 의해서 생성됨을 알 수 있었다.



(a) friction welded exhaust valve product



(b) cross section shape for welded joint

Photo 3 Friction welded exhaust valve and cross section shape for welded joint  
(upper: Nimonic 80A, lower: SNCrW)

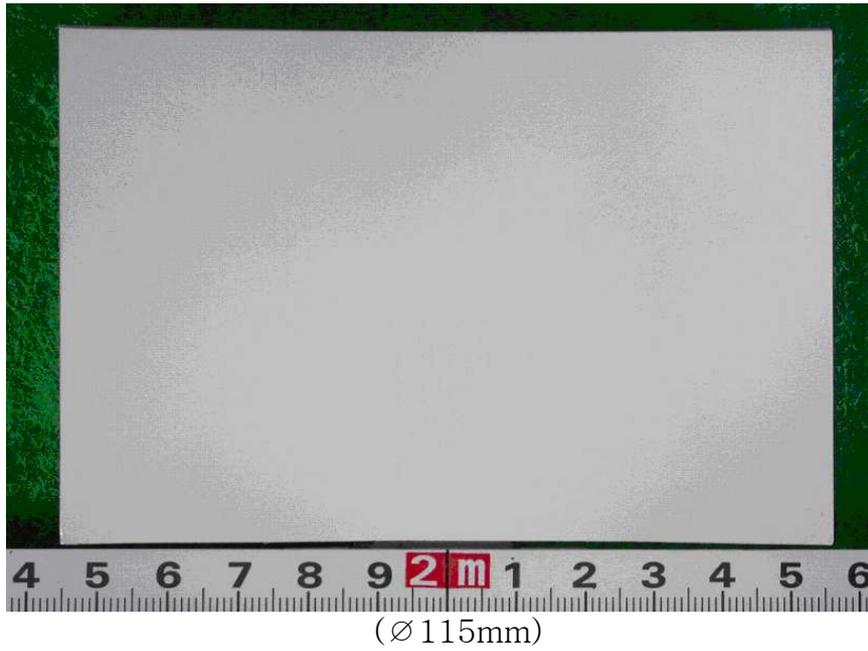


Photo 4 Color check for vertical section (upper: SNCrW, lower: Nimonic 80A)  
Photo 5

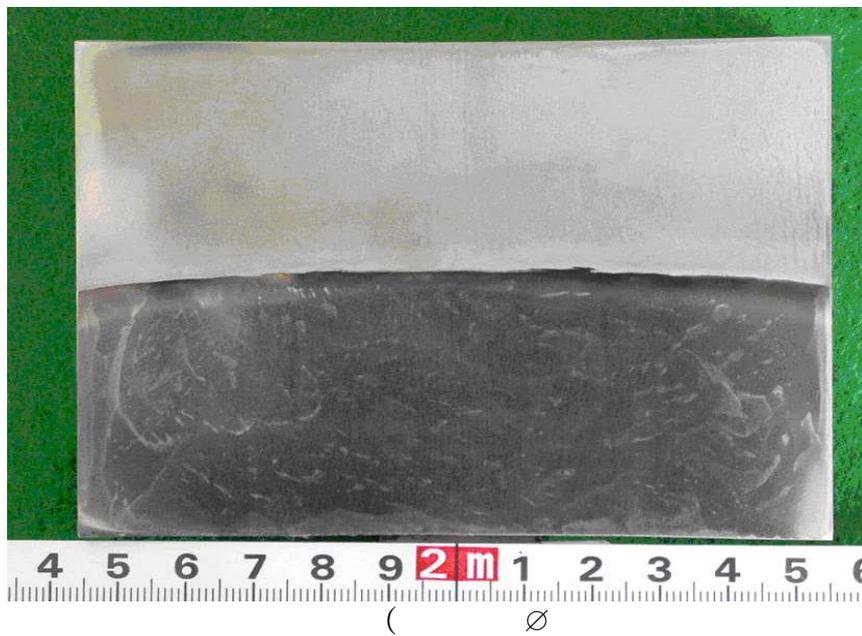
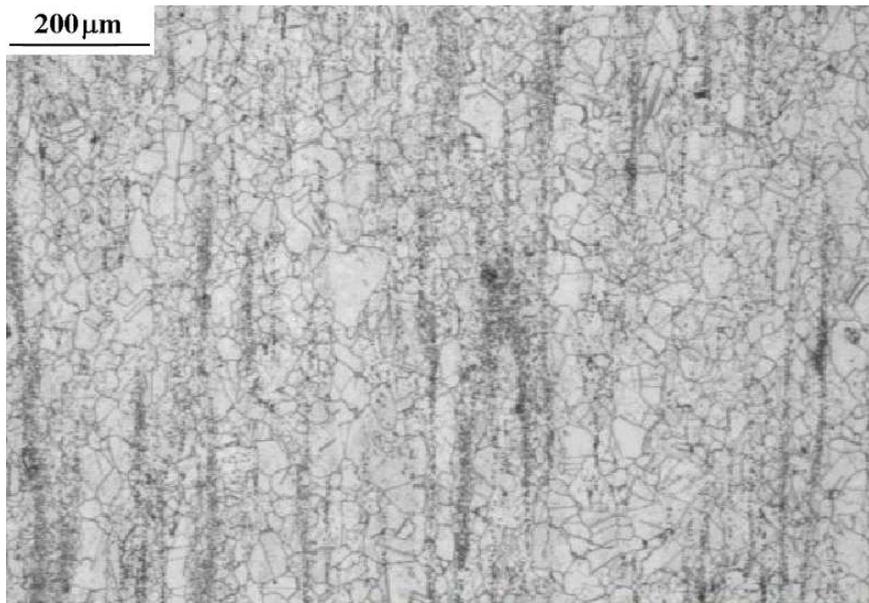
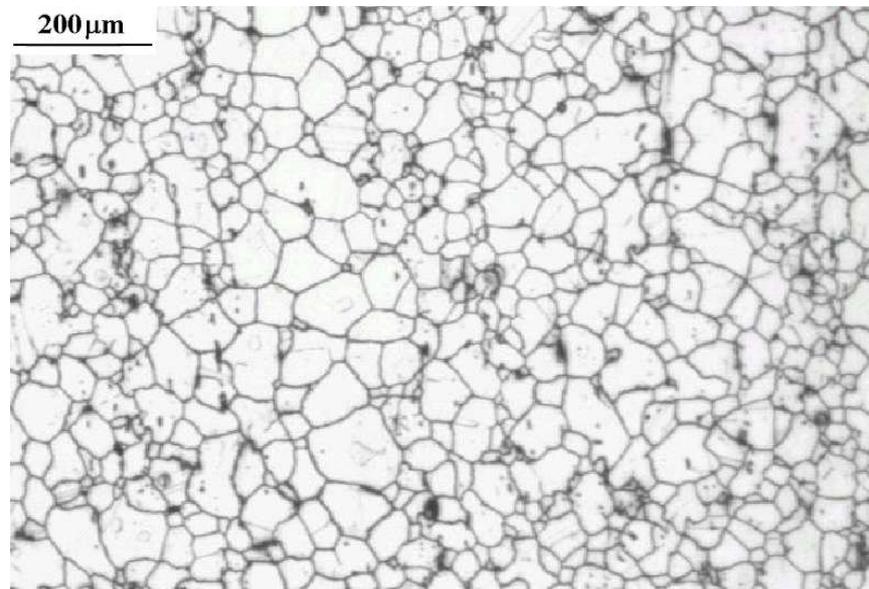


Photo 6 Macro structure on vertical section (upper: SNCrW, lower: Nimonic 80A)



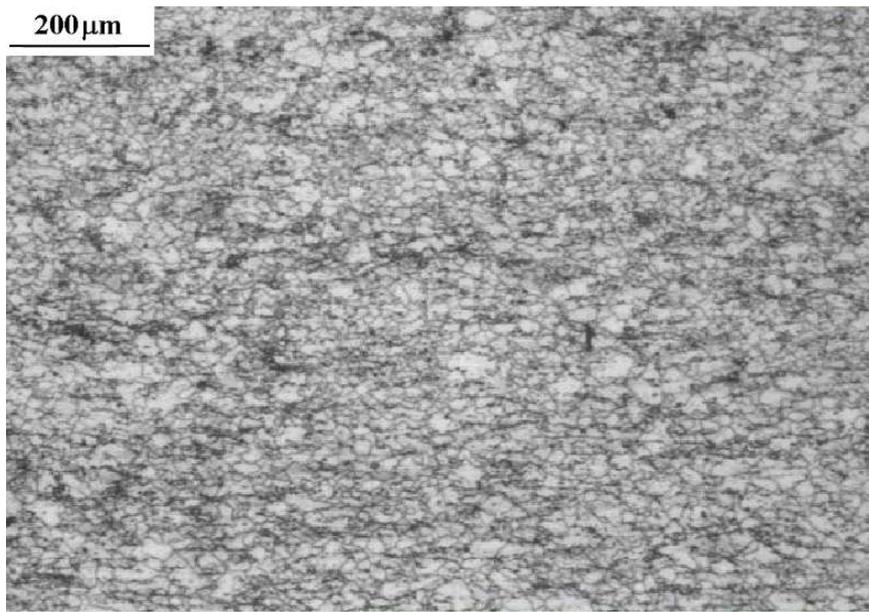
ASTM G/S #6

(a) 15mm from friction welding joint (material: SNCrW)



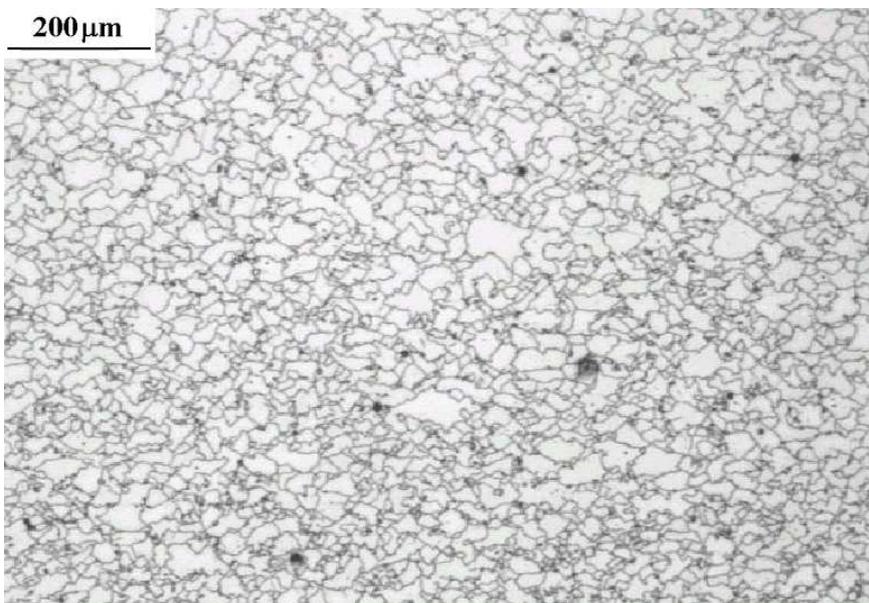
ASTM G/S #5

(b) 15mm from friction welding joint (material: Nimonic 80A)



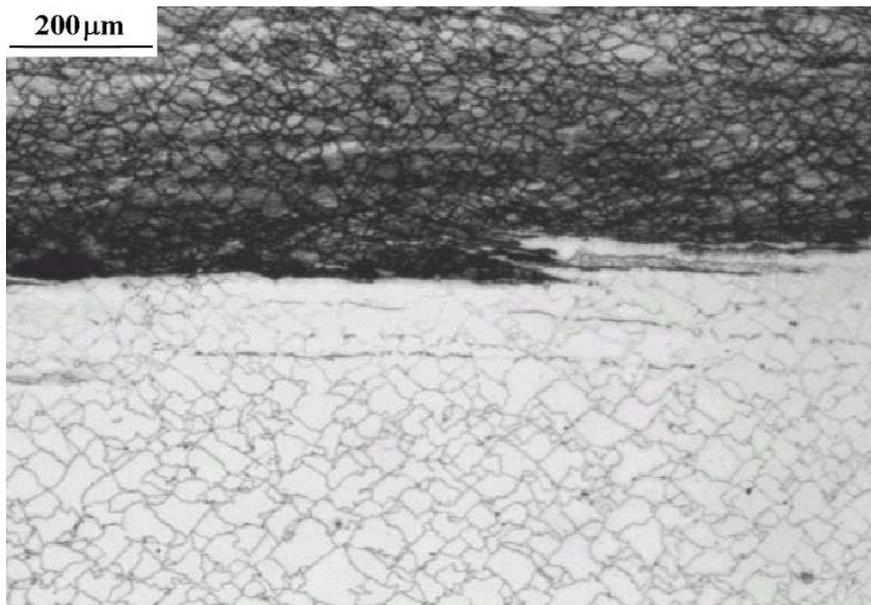
ASTM G/S #8

(c) 2mm from friction welding joint (material: SNCrW)



ASTM G/S #8

(d) 2mm from friction welding joint (material: Nimonic 80A)



(e) interface of friction welding joint (upper: SNCrW, lower: Nimonic 80A)

Photo 7 Microstructure of welded joint and base material ( $\varnothing$  115mm)

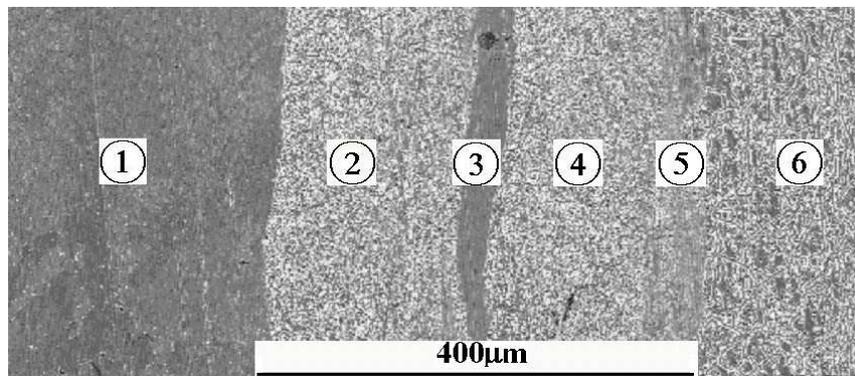


Photo 8 Microstructures and sampling positions for chemical compositions on welded joint (left is Nimonic 80A, right is SNCrW)

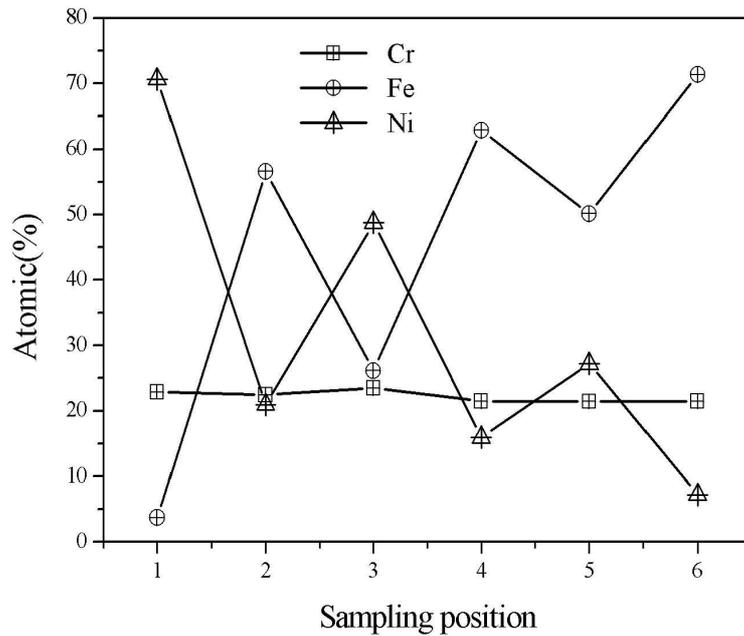


Fig. 10 Chemical compositions distribution on welded joint

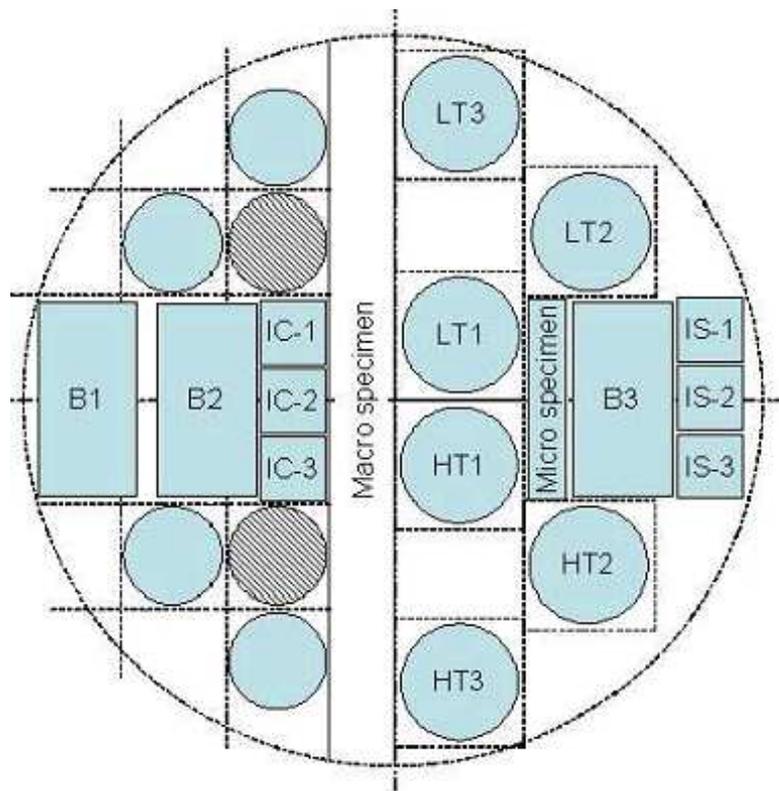
#### 4.2.2 인장 특성 평가

마찰용접된 배기밸브의 용접부에 대한 기계적 물성 TEST를 위한 시편 채취 위치는 Fig. 11에 나타내고 있다.

인장시험은 직경 12.5mm, 표점거리 50mm인 표준시편을 사용하였으며 상온과 300℃ 고온인장 시험을 하였다. 상온과 엔진밸브의 사용 환경을 고려한 300℃에서 접합부의 기계적 특성인 항복, 인장강도와 연신율, 단면수축률을 평가하였다. Photo 8은 인장시편의 파단면 사진으로 Photo 8(a)은 상온 인장 Test 파단면이며 Photo 8(b)는 300℃ 고온 인장Test 파단면에 대한 사진이다. 인장시편의 파단부위는 상온 및 300℃ 고온 시편 모두 용접부 근처 SNCrW 소재부분에서 파단이 되었고 Nimonic 80A 소재부분은 변형이 거의 발생하지 않았다. 이것은 상대적으로 Nimonic 80A 소재부와 용접부의 강도가 SNCrW소재 보다 높기 때문이다.

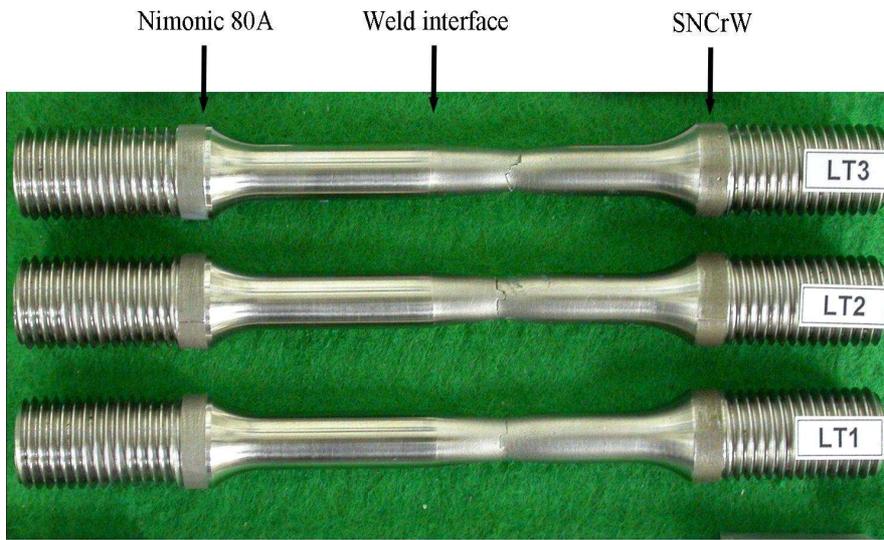
Table 10과 Fig. 12는 마찰용접시편에서 구한 값들을 도식화하였다. 인장강도는 SNCrW 모재의 인장강도와 비슷하였으며 항복강도는 SNCrW 모재의

항복강도보다 높았다. 이로 인해 용접부의 인장강도가 SNCrW 모재의 인장강도보다 우수하다고 판단할 수 있었다. 연신율은 Nimonic 80A가 SNCrW의 50% 수준으로 연신율이 낮기 때문에 전체적으로 연신율은 Nimonic 80A와 SNCrW의 평균수준으로 나타났다. 단면 수축율은 Nimonic 80A가 현저히 낮으나 용접부는 SNCrW와 유사한 값을 나타냈다.

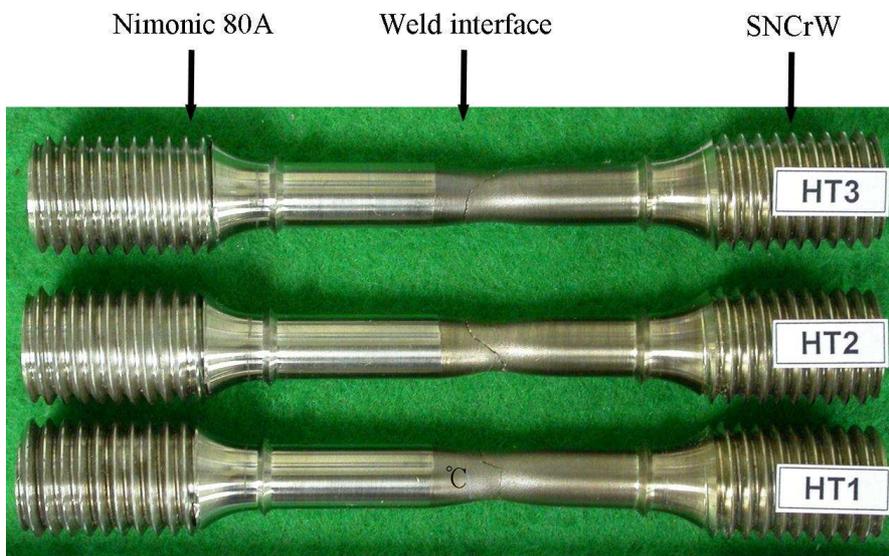


- \* LT1, 2, 3 : Tensile test specimen at Room temperature.
- \* HT1, 2, 3 : Tensile test specimen at 300°C
- \* IC1, 2, 3 and IS1, 2, 3 : Impact test specimen
- \* B1, 2, 3 : Bending test specimen

Fig. 11 Sampling positioning for tensile strength, impact and bending test specimen on welded joint



(a) at room temperature



(b) at 300

Photo 9 Tensile test specimens which are broken other than welded joint

Table 10 Results of tensile test for welded joint

Test temperature	mechanical properties				
	Specimen no.	Yield strength (MPa)	Tensile strength (MPa)	Elongation (%)	Reduction of area (%)
at room temperature	1	506	781	19.8	49.6
	2	534	830	20.8	49.6
	3	537	830	20.8	49.6
	Average	525	813	20.4	49.6
SEPC	N80A	900	1200	15	25
	SNCrW	350	750	30	50
at 300 °C	4	362	598	11.0	42.0
	5	363	598	10.6	42.1
	6	321	577	13.2	48.0
	Average	348.7	591	11.6	44.0

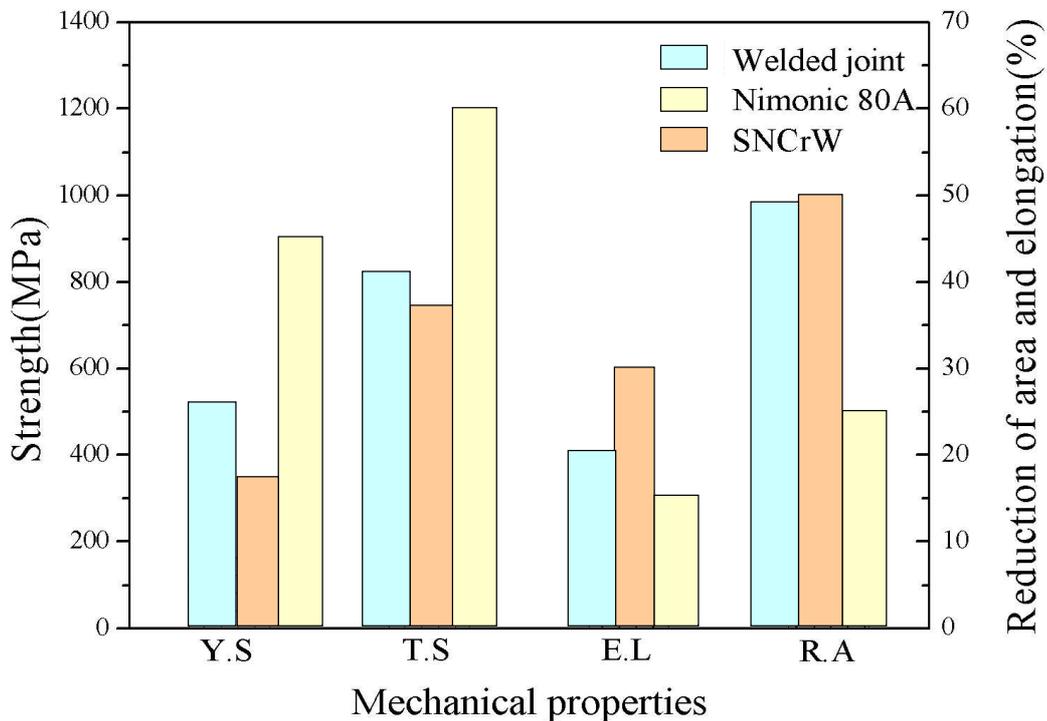


Fig. 12 Comparison of tensile properties between original materials and welded joint

### 4.2.3 용접부에 대한 인장특성 평가

4.2.2에서 평가한 인장특성은 시편의 파단이 SNCrW에서 파단되었음을 알 수 있다. 그러나 실제 마찰용접부위에 인장강도는 알수 없었다. 따라서 마찰용접부위 인장강도를 확인하기 위해서 Photo 9와 같이 직경 10mm에 표점거리 50mm표준 시편을 용접부에 직경 4mm 폭의 노치를 가공해서 인장테스트를 실시하였다. Photo 10은 노치부위가 파단된 시편이며, Photo 11은 파단된 시편의 단면 사진으로 왼쪽은 SNCrW이며 오른쪽은 Nimonic 80A 소재이다. 파단시 SNCrW부의 파단 면은 오목한 상태이며 Nimonic 80A 파단면은 볼록한 형태로 나타났다. 이는 마찰경계에서 SNCrW쪽이 약함으로 인장에 의해서 단면이 떨어져 나온 상태이다, 마찰용접 경계면에 대한 인장강도 값은 Table11과 같이 인장강도, 항복강도 모두가 Nimonic 80A보다 높은 것으로 나타났다.

이는 Fig10 에서와 같이 마찰용접시 Ni과 Fe가 서로 확산되면서 용접부의 강도를 더욱 높게 하는 것으로 평가된다.



photo 9 Notched tensile test specimens ready for test.



photo 10 Broken notched tensile specimens



photo 11 View of notched area of broken tensile specimen

table 11 Result of tensile test for notched specimens

		항복강도 (MPa)	인장강도 (MPa)
Nimonic80A		800	1200
SNCrW		Min. 350	700-850
개발품	#1	1341	1456
	#2	1480	1522
	#3	1450	1504

#### 4.2.4 충격, 경도 특성 평가

충격시험은 충격에 대한 흡수 에너지의 값으로부터 소재의 인성을 샤르피 충격 시험을 평가하기 위한 시험이며 마찰용접부에 대한 충격 특성을 파악하기 위해 실험을 하였다. 충격 시험기는 샤르피(Charpy) 충격시험을 위하여 2mm 노치 표준시편을 사용하여 실험하였다. Photo 12는 파단된 충격시편을 나타낸다. Fig. 13은 실험 결과에 대한 평균치를 도식화한 것이다. 접합부의 충격값은 18~39 J 범위에서 측정되었음을 알 수 있었다. 마찰용접에서 원소재보다 충격값이 낮은 이유는 용접부의 금속유동 흐름과 충격방향이 같기 때문이다.

경도 측정은 마이크로 비커스 경도계를 사용하였으며 접합부의 중심선에 수직방향으로 측정하였고, Fig. 14는 두 소재의 측정된 경도 분포를 나타내었다. 접합부의 반응층 400 $\mu$ m 범위 내에서 경도차가 크게 나타남을 관찰하였다. 용접부에서 Nimonic 80A 소재방향으로 5mm까지 경도가 다른 부위의 경도보다 높음을 알 수 있었다. 이는 열영향부에서 재결정이 발생하여 입자가 미세화됨에 따라 경도가 증가되었다. 또한 용접부에서 SNCrW 소재방향으로 4mm까지는 경도가 감소하다가 이후로는 증가함을 알 수 있었다. 이는 4mm까지는 열영향부에서 재결정이 발생하여 입자가 미세화가 되었지만 경도가 낮아졌다. 이는 소재의 특성상 열영향부에서 크롬탄화물이 석출이 되어서 경도가 낮아진 것으로 생각된다.

Nimonic 80A

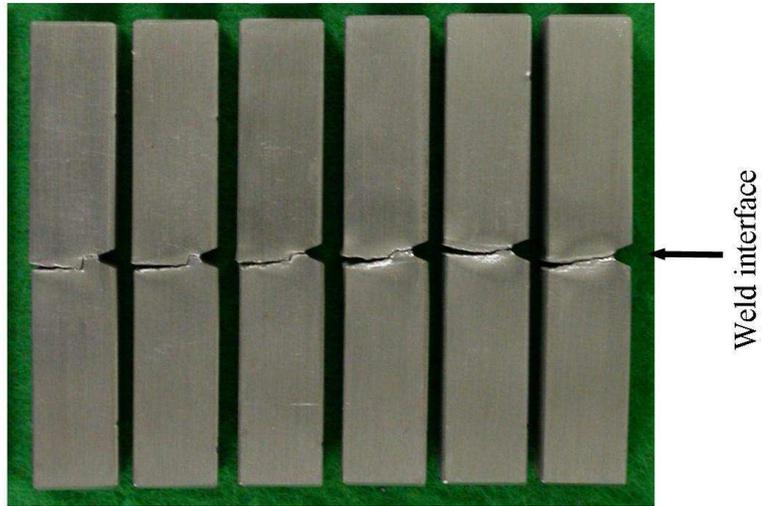


Photo 12

SNCrW

Broken impact specimen shape for welded joint

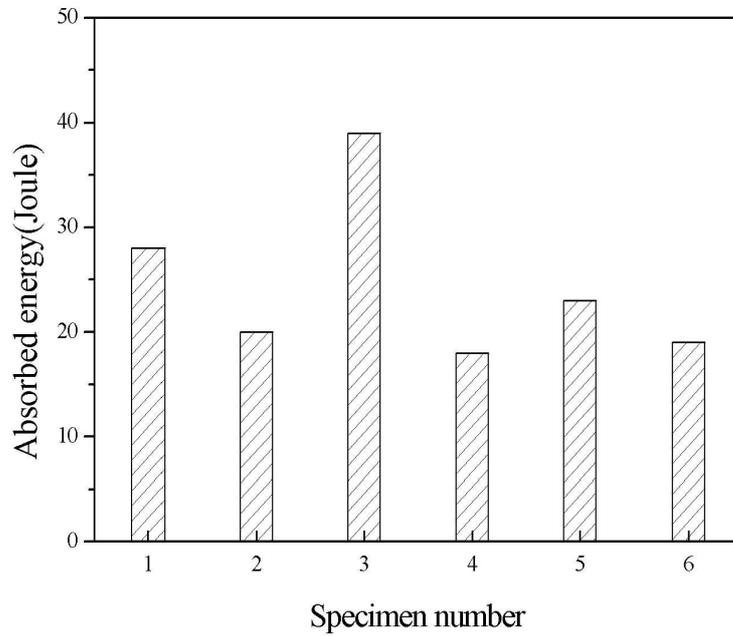


Fig. 13 Distribution of absorbed energy for welded joint

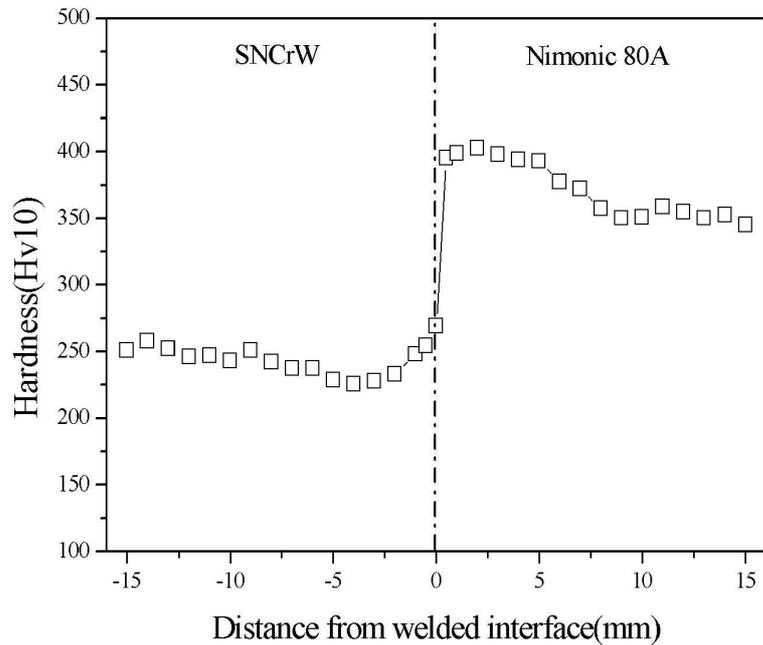


Fig. 14 Vickers hardness distribution for welded joint

#### 4.2.5 벤딩 시험 평가

마찰용접부에 대한 벤딩 시험은 사각단면 (15×30×138mm) 의 시편을 이용하여 벤딩 시험을 실시하였다.

Fig. 15는 벤딩 시험편 크기 및 벤딩 포인트를 나타냈으며 Photo 13은 벤딩 시험후의 시험편의 형상 사진이다. 최종 벤딩 시험결과 3개의 시편 모두 벤딩 응력이 1,700Mpa 이상이며 최대 응력은 2,500Mpa 이상으로 나타났다. Table 11에 그 결과 값을 도식화 하였다.

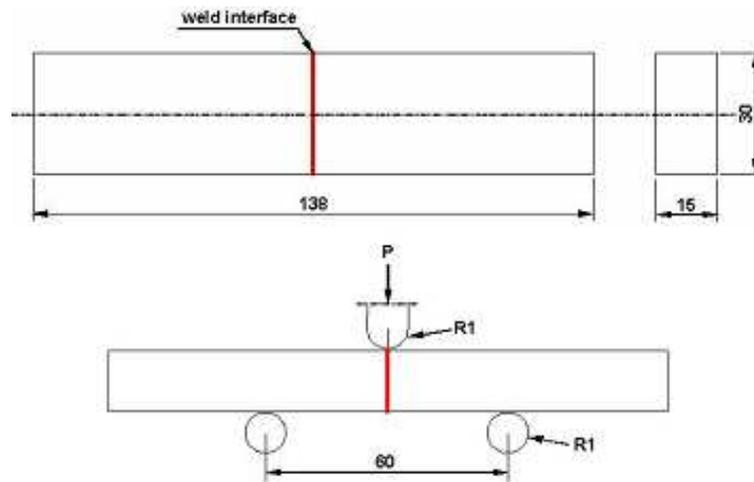


Fig. 15 Schematic of bending test specimen on welded joint

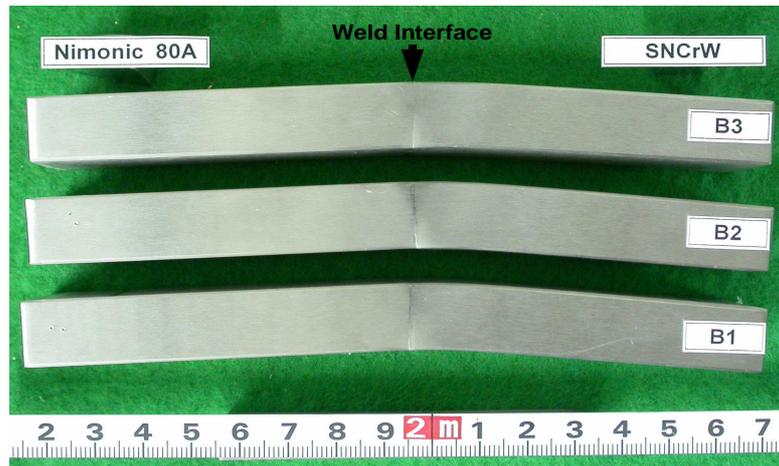


Photo 13 Appearance after 3-point bending test

Table 11 Results of 3-point bending test

Description	Bending strength (MPa)	Max. strength (MPa)	Deflection (mm)
B1	1895	2789	4.6
B2	1813	2789	4.6
B3	1743	2580	3.6

## 4.2.6 피로 특성 평가

마찰용접된 배기밸브 스피들의 용접부가 포함된 부분에서 모두 29개의 시편을 채취하였다. 용접부 단면에서 시편이 채취된 위치는 Fig. 16에 나타내었다. 시편의 종류는 3가지로서 외곽부(16개)에서 채취한 것과 내곽부(10개)와 중심부(3개)에서 채취한 것이 있다. 내곽부와 중심부 시편은 동일한 재질조건이라 가정하고 피로시험을 수행하였다. 피로시험은 시편 개수의 제한으로 인해 S-N선도의 경사부에서는 외곽부 시편과 내곽부 시편을 섞어서 시험하였고 스테아케이즈법(staircase method)은 각각에 대해서 실시하였다.

피로 시험기는 회전 굽힘 피로시험기를 사용하였고 피로시험편(직경 12 mm)은 마찰용접부가 중앙에 오도록 가공하였다. 피로시험편은 먼저 마찰용접을 실시한 후 단면에서 적당한 크기로 길이방향으로 절단하고 황삭과 정삭을 거쳐서 가공되었다. 시험편의 치수는 Fig. 17에 나타내었다. 피로시험기의 회전속도는 2,500rpm으로 설정하였다.

본 실험에서는 3단계의 응력수준으로 모두 8회의 시험을 실시하였다. 경사부의 시험결과를 이용하여 S-N선도(50%의 파괴확률) 경사부 회귀직선을 식 (14)와 같이 계산하였다.

$$\log N = 9.43 - 0.01 \times \sigma_{amp}. \quad (14)$$

식 (14)의 회귀곡선과 시험결과간의 대수 표준편차로부터 스테아케이즈법 수행시 사용할 응력변동량을 계산하면 20.79 MPa로 계산된다. 따라서 스테아케이즈법에서 사용할 응력변동량은 20 MPa로 정하였다. 외곽시편 내곽시편 모두 최초로  $10^7$  사이클까지 도달한 응력수준은 329.6 MPa이었다. 이 값으로부터 스테아케이즈 시험을 각각 수행하였다. 스테아케이즈 시험으로부터 외곽부 마찰용접시편의 피로강도( $10^7$  사이클 기준)는 341.0 MPa (50% 파괴확률)이고, 내곽부 마찰용접시편의 피로강도( $10^7$  사이클 기준)는 345.4 MPa (50% 파괴확률)로 계산되었다. 경사부에 관한 식 (14)는 8개 시편으로 작성

되었다. 하지만 스테아케이스 시험을 수행하면서 파단이 발생한 시편이 추가로 발생했으므로 이들을 고려하여 S-N선도 경사부 회귀직선(외곽부, 내곽부 모두 포함하여 계산)을 계산하였고, 이를 식 (15)에 편대수 형태로 나타내었다. 식 (14)보다 피로수명이 늘어난 것은 경사부 시험시보다 스테아케이스 시험시에 결과가 대체적으로 수명이 길게 나왔기 때문이다.

$$\log N = 11.043 - 0.014 \times \sigma_{amp} \quad (15)$$

Fig. 18은 접합부와 SNCrW의 피로시험 곡선을 나타낸다.  $1 \times 10^7$  회전에서 접합부의 피로강도는 341MPa, Nimonic 80A의 강도는 400MPa, SNCrW의 강도는 260MPa을 확인하였다.

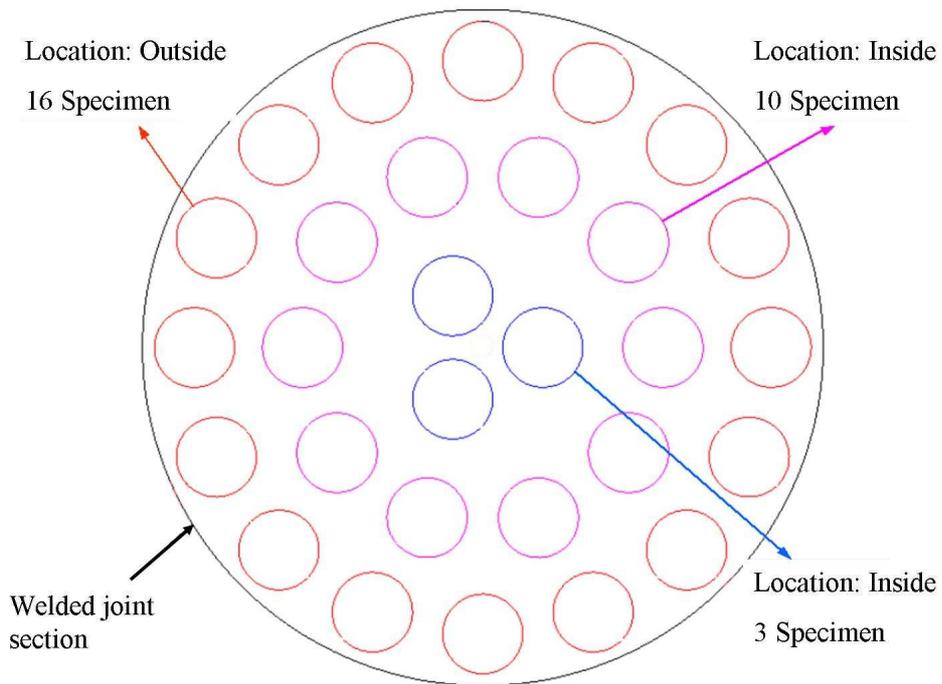


Fig. 16 Sampling position for fatigue test specimen on welded joint

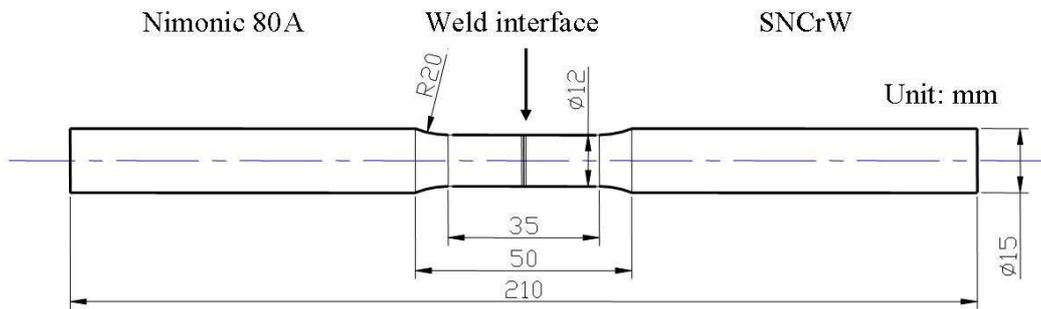


Fig. 17 Schematic of fatigue test specimen on welded joint

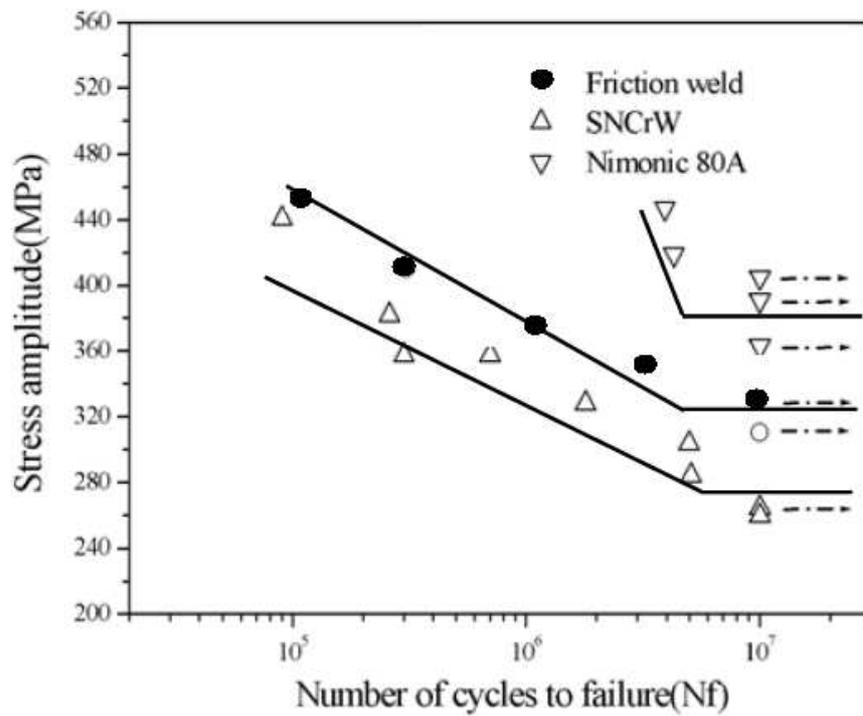


Fig. 18 S-N curve for SNCrW, Nimonic 80A and welded joint

#### 4.2.7 엔진 실운영 평가

이종마찰용접으로 제작된 대형 배기밸브를 대형 선박엔진에 장착하여 실운항을 하였다. Photo 14,15는 배기밸브와 바텀피스및 하우징을 조립하는 사진이며 Photo 15는 배기밸브를 정착한 대형 컨테이너선박이다. Photo 16은 탑재 13개월후 마찰용접부에 대한 P.T, U.T등 비파괴 검사 사진이다, 최종으로 탑재 후 13개월 동안 7200시간을 운행한 후 마찰용접부에 대한 비파괴 검사결과 용접부에 어떠한 결함도 없음을 확인하였다.



Photo 14. Valve bottom piece and valve are assembled



Photo 15. Valve bottom piece and valve are assembled with exhaust valve housing.



Photo 16. The vessel which is installed the exhaust valve manufactured by friction welding process.



(a) Liquid penetrant examination



(b) Ultrasonic examination

Photo 17. Appearance of the non-destructive test (PT and UT)

## 5. 결론

초내열 합금인 Nimonic80A 소재로 제작하는 선박용 대형 디젤엔진 배기밸브를 밸브헤드부는 Nimonic 80A로 제작하고 밸브스템부는 SNCrW의 소재로 제작하여 이종 마찰용접으로 배기밸브를 일체화하는 연구를 하였으며 결론은 다음과 같다.

(1) 이종마찰용접 공정해석은 직경 80mm와 115mm에 대해서 다양한 공정조건에서 열점소성 유한요소법을 이용하여 수행하였으며 플라이 휠 에너지, 1차, 2차 가압력에 대한 공정변수들의 성형조건 한계 및 범위를 확인하였다 .

(2) 이종재질인 Nimonic 80A와 SNCrW를 이용하여 헤드직경 500mm 스템부 직경 115mm, hight 1800mm인 디젤엔진 배기밸브를 마찰용접을 통해서 실제 제조하였다.

(3) 이종마찰용접으로 제작된 대형 배기밸브의 용접부 특성에 대한 신뢰성을 평가하였다. 용접부에 대한 미세조직 변화 관찰과 화학성분 분석을 통한 금속학적 특성을 평가하고 인장, 경도, 충격, 피로 시험을 통해 기계적 특성을 평가하였으며 최종적으로 이종마찰로 제작된 배기밸브를 실 엔진에 장착하여 실전 운항을 하였다.

(4) 금속 현미경을 이용하여 접합부의 열발생과 변형에 의한 재결정과 금속유동을 확인하였다. SEM을 이용하여 화학성분 분석을 행하였으며 마찰용접시 Fe, Ni의 상호확산에 의해서 생성되는 반응층을 관찰하였다. Nimonic 80A에서 SNCrW 방향으로 갈수록 니켈성분이 감소하고 철 성분이 증가함을 알 수

있었고 약 200 $\mu$ m 범위에서 소재성분들이 혼재해 있음을 알 수 있었다.

(5) 인장시험 결과 용접부의 인장강도와 항복강도는 Nimonic80A보다는 낮고 SNCrW 모재보다 우수한 것으로 판단되었으며 용접과정에서 소성변형이 발생하였으며 연신율은 Nimonic80A부위는 전혀 늘어나지 않고 SNCrW부위만 늘어나 전체 신율은 Nimonic80A와 SNCrW의 중간 수준으로 나타났다.

(6) 이종용접의 경계면에 대한 인장 강도를 측정하기위해 인장시험편으; 중심부인 마찰용접경계면에 V노치를 가공하여 인장시험한 결과 인장강도 및 항복강도가 Nimonic80A보다 높은 값을 나타내었다. 이는 SEM-EDS분석에서 관찰된 것과 같이 Fe와 Ni의 상호확산으로 접합층이 생성된 부분과 접합부 계면 부근에 고온의 마찰열과 높은 마찰압력에 따른 소성변형으로 주위에 변위 밀도가 높아져 용접부의 강도가 높아짐을 알 수 있다.

(7) 경도시험을 통해 용접부에서 Nimonic 80A 소재방향으로 5mm까지 경도가 높아지다가 이후로는 낮아짐을 알 수 있었고 용접부에서 SNCrW 소재방향으로 4mm까지는 경도가 감소하다가 이후로는 증가함을 알 수 있으며 이는 소재의 특성상 열영향부에서 크롬탄화물이 석출되어 경도가 낮아진 것으로 평가된다.

(8) 로타리밴딩 피로시험을 통해  $1 \times 10^7$  회전에서 용접부의 피로강도는 341MPa(파괴확률 50%), Nimonic 80A의 강도는 400MPa, SNCrW 강도는 260MPa 임을 확인하였다. 그래서 용접부의 피로강도는 SNCrW 원소재보다 우수함을 확인하였다.

(9) 마찰용접부에 대한 기계적 시험 및 금속학적 분석에 이어 이중 마찰용접으로 대형 배기밸브를 제작하여 대형 컨테이너 선박에 장착하여 7,200시간 운항 결과 용접부에 전혀 결함이 없는 것으로 확인하였다.

## 참고문헌

- [1] 왕지석, 박태인, "전기 업셋팅 가공시의 열탄소성 해석에 관한 연구", 한국박용기관학회지, Vol. 18, No. 4, 1994, pp. 423~430.
- [2] 이홍수, "축대칭 전기업셋단조 공정의 유한요소 해석", 창원대학교 석사학위논문, 1994.
- [3] 강범수, 최민식, 배진영, 박노광, "초내열합금 밸브의 성형공정 설계 및 미세조직 분석" 한국소성가공학회 추계학술대회 논문집, 1996, pp. 99~104
- [4] D.K Kim, D.Y. Kim, S.H Ryu, D.J Kim, "Application of nimonic 80A to the forging of an exhaust valve head", Journal of Materials Processing Technology, Vol. 113, 2001, pp. 148~152.
- [5] 조민수, "대형 디젤엔진 배기밸브의 전기업셋팅 공정 해석에 대한 연구", 한국해양대학교 석사학위논문, 2004.
- [6] 서창민, 서덕영, 이동재, "HSS-Co와 SM55C 이중 마찰 용접재의 피로강도에 관한 연구(1)", 대한기계학회논문집 제19회 제4호, 1995, pp. 918~928
- [7] Yun-Geun Koo, Pyung-Woo Shin and Nho-Kwang Park, "Nimonic 80A와 마르텐사이트계 내열강 마찰압접재의 조직 및 기계적 특성", 대한금속학회지, Vol. 34, No. 6, 1996, pp. 763~772
- [8] S.H. Kim, J.O. Ham, Y.B. Yun and N.K. Park, "Nimonic 80A와 내열강 마찰용접부의 미세조직과 고온 저주기 피로 특성", 대한금속학회지, Vol. 35, No. 9, 1997, pp. 1244~1253
- [9] 조현수, 서성재, "Inconel 713C와 SCM 440의 마찰용접", Journal of KWS, 제15권, 제6호, 1997, pp. 564~570.
- [10] Ahmet Z. Sahin, Bekir S. Yibas, M. Ahmed, J. Nickel, "Analysis of the Friction Welding Process in Relation to the Welding of Copper and Steel Bar",

- Journal of Materials Processing Technology, Vol. 82, 1998, pp. 127~136.
- [11] 김의환, 민택기, "스텐리스강(STS304)과 알루미늄합금(A16351) 마찰용접부의 기계적 특성에 관한 연구", 한국공작기계학회지 제9권 제4호 2000. 8.
- [12] 강성보, 민택기, "탄소강(SM45C)과 알루미늄합금(A6063)의 마찰용접성에 관한 연구", Journal of KWS, Vol. 16, No. 2, 1998, pp. 100~106.
- [13] 강성보, 윤병수, 민택기, "삽입재를 사용한 A2024-T6와 SM45C의 마찰용접에 관한 연구", Journal of KWS, Vol. 16, No. 5, 1998,
- [14] 김유철, 박정웅, "티탄과 알루미늄의 마찰용접에서 발생하는 잔류응력·소성변형", Journal of KWS, Vol. 18, No. 5, 2000, pp. 624~629.
- [15] P.D. Sketchley, P.L. Threadgill, I.G. Wright, "Rotary friction welding of an Fe<sub>3</sub>Al based ODS alloy", Materials Science and Engineering A329-331, 2002, pp. 756~762.
- [16] Antonio A.M. da silva, Axel Meyer, Jorge F. dos Santos, Carlos Eduardo Fortis Kwietniewski, Telmo R. Strohaecker, "Mechanical and Metallurgical Properties of Friction welded TiC Particulate Reinforced Ti-6Al-4V", Composites Science and Technology, Vol. 64, 2004, pp. 1495~1501.
- [17] D.G. Lee, K.C. Jang, J.M. Kuk, I.S. Kim, "Fatigue Properties of Inertia dissimilar Friction-welded Stainless Steels", Journal of Materials Processing Technology, Vol. 155-156, 2004, pp. 1402~1407.
- [18] V.V. Satyanarayana, G. Madhusudhan Reddy, T. Mohandas, "Dissimilar metal friction welding of austenitic-ferritic stainless steels", Journal of Materials Processing Technology 160, 2005, pp. 128~137
- [19] Ho-Shin Jeong and Takeshi Shinoda, "Fundamentals and Basic Application of Friction Welding", Journal of KWS, Vol. 15, No. 6, 1997, pp. 1~12.
- [20] Friction Welding "Manufacturing Technology, Inc. catalog of Man Friction Welding."

- [21] T. Altan, S.I. Oh and H.L. Gegel, "Metal forming fundamentals and applications", American Society for Metals, 1983.
- [22] S. Kobayashi, S.I. Oh and Altan, Metal forming and the finite-element method, Oxford University Press, 1989.
- [23] 조종래, "3차원 열간단조의 열-점소성 유한요소해석", 한국과학기술원 박사학위논문, 1993.
- [24] O.C. Zienkiewicz and R.L. Taylor, "The Finite Element Method", Vol. 2, London, McGraw-Hill Book Company, 1991.
- [25] "DEFORM 2D manual", SFTC.
- [26] 오중석, 한명섭, 좌방철, Inspection report of the Friction welded Exhaust Valve Spindle Developed by Hyundai and KSP For 90MC/-C main Engne, 2005.

## 감사의 글

항상 열정으로 헌신적인 지도를 아끼지 않으신 조종래 지도교수님께 먼저 깊은 감사를 드립니다. 그리고 본 논문 심사과정에서 보다 가치 있는 글을 위해 많은 조언으로 지도해주신 왕지석 교수님, 이성열 교수님, 정재현 교수님과 부산대학교 기계공학부 배원병 교수님께 감사를 드립니다. 그리고 각종 simulation 및 자료 정리에 도움을 주신 정호승 박사외 전산고체역학 실험실 연구원 모두에게 고맙다는 말을 전하고 싶습니다.

학위 논문 내용이 <sup>正道</sup> 100% 생산에 적용되기까지 연구 개발에 대한 강한 의지와 신념으로 기업의      를 가르쳐주신 저희 회사 임호열 사장님께 감사를 드립니다. 그리고 세계 일류기업을 위해 함께하고 계신 전상익 공장장님, 이상욱 상무님, 김성곤 이사님, 강영순 이사님, 김종기 이사님께 감사드리며 또한 금속연구소 최성규 부장님외 모든 동료직원들에게도 감사를 드립니다.

본 연구가 착수될 수 있도록 도움을 주신 한국생산기술연구원 나경환 박사님, 이낙규 박사님, 산업자원부 이성천 사무관님 그리고 한국산업기술 평가원 김동철 원장님, 신용관 선임연구원님께 감사를 드립니다.

본 연구가 완료되기까지 땀 흘리고 밤을 지새우며 함께해주신 현대중공 오중석 과장님, 한명섭 과장님, 좌방철 차장님께 정말 감사를 드리며, 또한 연구 개발 제품이 대형선박에 장착되어 상업적으로 적용되도록 애써주신 김발영 부장님, 이원수 부장님, 권오신 상무님께 진심으로 감사를 드립니다. 그리고 본 연구에 대해 깊은 관심으로 10여분에 끝나는 마찰압접과정을 보기위해 덴마크에서 미국까지 달려와 함께해주신 MAN B&W Mr. Harro Hoeg께 감사를 드립니다.

본 논문과 관련하여 기술적인 도움을 주신 한국기계연구원에 박노광 박사

님, 이정환 박사님, 김정환 박사님, 부경대 정해용 교수님, 동아대 박영철 교수님, 신세기 신경환 박사님, 두산중공업 송영석 박사님, 엔파코 이상두 공장장님께도 감사를 드립니다.

멀리서 본 논문과 관련 많은 관심으로 지켜봐 주신 Wartsila Mr. Marcel Kressibucher, MWH Mr. Udo Hirnschal, MTI Mr. Dietmar E. Spindler, Lutz Mr. Hosono Hiroaki, CAT Mr. Takayoshi Mikame, Takane Seisakusho Mr. Naoya Takane, TOSHIBA Koichi Kato와 많은 분들께도 감사를 드립니다.

인생의 선배로써, 항상 따뜻한 마음으로 생활의 지혜를 가르쳐주신 광동후 사장님, 조동주 사장님, 김인수 사장님, 정대권 사장님, 지창모 사장님, 고석재 사장님, 김성찬 사장님께 감사를 드리며, 복잡하고 어려운 일이 있을 때 항상 서로 서로를 위로하던 독수리 육형제 김철홍, 조규동, 김영일, 윤찬혁, 박진관, 멀리 있지만 항상 생각나는 박영주, 윤행한, 이석봉, 김치환 친구들아 정말 고맙다.

항상 정직한 삶을 주문하신 아버지, 어머니 늘 조용하게 세상 살아가는 이야기를 들려주신 장모님 감사합니다. 열심히 살아가는 저를 항상 자랑스럽게 생각하시는 작은아버지, 큰형님, 작은형님, 누나, 울산 처형 정말 고맙습니다.

산동네 들 동네 안골포 어촌마을까지 ~~정말~~ 어렵고 힘들었던 상황에서도 아무런 불평 없이 16년간 믿음으로 같이하며 학부형 노릇까지 맡아준 사랑하는 아내 유원미씨 정말 고마워요. 그리고 가훈인 ‘            ’을 실천하는 부일외고 합격한 만딸 혜리, 가수가 꿈인 유림이, 유희왕을 너무 좋아하는 막내 현규 모두에게 고맙다는 말을 전하며 이 글을 마무리하겠습니다.

2005년 12월            박 희 천