기 술 보 고

HY강의 용접예열 온도 선정 기준에 대한 고찰

김 희 진 · 강 봉 용

Consideration on Preheating Temperature Criteria for HY-Steels

Hee Jin Kim and Bong Young Kang

1. 서 론

해저에서 운행되는 잠수함이나 잠수정은 활동 가능 깊이가 성능의 척도가 되기 때문에 이들의 잠수 깊이는 지속적으로 증가하였다. 그런데 잠수 깊이가 증가하면 압력선체(pressure hull)에는 보다 높은 수압이 작용하기 때문에 선체용 재료는 두께가 증가하던가, 아니면 보다 높은 강도의 강재를 필요로 하게 되었다. 잠수함의 경우는 운용성과 기동성이 또 다른 성능 평가 항목이므로, 이를 향상시키기 위하여 가능한 한 경량화할 필요성이 있었다. 따라서 잠수함의 경우에는 두께 증가보다는 고강도강을 선호하게 되었다. 이러한 필요성에 의해 잠수함 선체에 적용되는 강재의 항복강도는 지속적으로 증가하였는데, 이러한 추세를 Fig. 1에서 보여주고 있다. 이 그림은 과거 50년 동안 압력선체용으로 개발된 강재의 강도를 시대적으로 보여 주고 있다. 1950년대에는 50kg/mm^{2}급 고장력강(항복강도 50ksi)급 수준의 강재가 사용되었는데 1960년 이후에는 HY-강재가 적용되기 시작하면서 HY-80, -100, -130, -180(HY-xx에서 xx는 최저 항복강도를 ksi 단위로 표시한 것임) 강의 강도로 증가하였다. 현재 전 세계적으로 건조되고 있는 잠수함들은 HY-80(항복강도 80ksi 이상) 또는 HY-100(항복강도 100ksi 이상) 강재를 주로 사용하고 있는데, 표 1은 이들의 전형적인 화학조성을 보여주고 있다. 이들 보다 강도가 높은 HY-130 및 HY-180 강재도 이미 개발되어 있으나, 이들은 용접부가 응력부식(SCC)균열에 취약하여 아직 광범위하게 사용되지는 못하고 있다[1,2].

표 1에서 보듯이, HY-강재는 탄소 함량이 0.15% 이상으로 매우 높을 뿐만 아니라 다량의 합금원소를 함유하고 있어서 용접성이 매우 열악한 강재이다. 강재의 용접성은 Fig. 2의 Graville 다이어그램을 이용하여 정성적으로 평가할 수 있는데[3], 여기서 HY-강의 위치를 확인하여 보면 이들은 모두 저온균열에 매우 취약한 '영역 III'에 위치하고 있다. 이러한 취약성으로

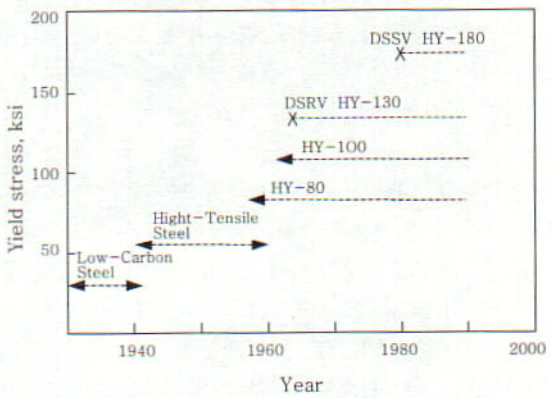

Fig. 1 Chronical development of steel materials for submarines and submersibles.

Table 1 Typical chemical compositions of the steels used for submarine fabrication

Steel	C	Mn	P	S	Si	Cr	Ni	Mo	Cu	Cb	V	CE
HY-80	0.15	0.25	0.01	0.01	0.25	1.40	2.70	0.40	0.05	-	0.01	0.76
HY-100	0.17	0.25	0.01	0.01	0.25	1.40	2.90	0.40	0.05	-	0.01	0.81
HSLA-80	0.04	0.55	0.01	0.005	0.30	0.70	0.90	0.20	1.20	0.04	-	0.50
HSLA-100	0.04	0.90	0.01	0.005	0.25	0.60	3.50	0.60	1.60	0.03	-	0.81

$$CE = C + \frac{Mn+Si}{6} + \frac{Ni+Cu}{15} + \frac{Cr+Mo+V}{5}$$

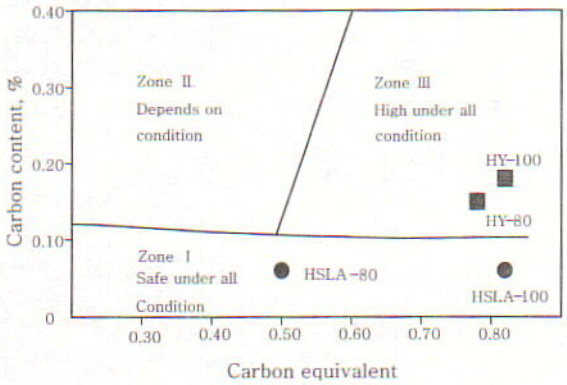

Fig. 2 Graville diagram used for evaluating the susceptibility to HAZ cracking

인하여 HY-강의 용접시공에 있어서는 일반적으로 100℃ 이상의 예열을 요구하고 있다. 그밖에도 용접입열의 제한 등이 있는데 이러한 제약사항으로 말미암아 용접생산성은 저하하고 건조 비용은 매우 높아지게 되었다. 이러한 문제점 때문에 1980년대 후반에는 용접예열 온도를 획기적으로 저하시킬 수 있는 HSLA-강재의 적용성이 검토되기 시작하였다.

이러한 상황에서 국내에서 건조되고 있는 잠수함은 기존의 HY-강재를 사용하고 있는데, 앞에서 언급하였듯이 이들 재료는 저온균열에 매우 취약하기 때문에 시공자는 매우 엄격한 예열기준을 자체 개발하여 적용하고 있다. 이러한 기준들은 문헌이나, 선진국의 사례, 또는 자체 실험결과를 토대로 제정되고 있는데, 본 기술보고에서는 그러한 예열기준에 대해 보다 체계적이고 이론적인 근거를 제시하고자 하였다.

2. HY-강의 저온균열 특성

저자들은 이미 용접부에서 발생하는 저온균열을 발생위치에 따라 분류하고 이들에 대한 특성을 보고한 바 있다[6]. 이들을 대별하면 열영향부에서 발생하는 '열영향부 균열'(이하 'HAZ균열'이라 칭함)과 용착금속부에서 발생하는 '용착금속부 균열'(이하 'WM균열'이라 칭함)로 구분된다. HAZ균열은 보다 세분되어 루트균열, 토우균열, 언더비드균열 등으로 구분된다. WM균열은 루트패스에서 발생하는 루트균열, 내부에 숨어있는 내부균열, 표면에 노출된 표면균열 등으로 구분할 수 있다. 잠수함 건조에 있어서는 어떠한 형태의 균열도 허용되지 않기 때문에, 충분히 높은 예열온도를 적용하여 이들이 전혀 발생하지 않도록 하여야 한다.

용접예열의 목적은 냉각속도를 낮추어, (i) 용접열영향부에서 마르텐사이트와 같은 경한 조직이 생성되지 않도록 하는 것(미세조직 제어 효과)과 (ii) 확산성 수소가 대기 중으로 방출되는 시간을 연장하여 실제 잔류하는 확산성수소량을 최소화 하고자 하는 것(수소량 제어 효과)이다. 수소량 제어 효과는 강재의 종류에 관계없이 나타나는 효과이지만, 미세조직 제어 효과는 경화능이 충분히 낮은 경우에만 나타나는 효과이다. 예를 들면 50kg/mm^{2}급 고장력 강에서는 경화능이 낮기 때문에 예열에 의한 효과가 상기한 두 가지 측면에서 모두 나타나지만, HY-강에서는 경화능이 높기 때문에 미세조직 제어효과를 기대하기 어렵다. 표 1에서 보듯이 HY-강은 C, Ni, Mn 등이 다량 첨가되어 경화능이 높을 뿐만 아니라 적용 가능한 입열범위가 규격에 제한되어 있기 때문에 용접 예열온도가 변하여도 열영향부의 미세조직은 크게 변화하지 않는다. 결국 HY-강재에 있어서 예열의 목적은 확산성수소의 방출을 조장하기 위한, 즉 수소량 제어 효과를 얻고자 하는 것이라고 할 수 있다.

한편 용착금속부에서 발생하는 저온균열은 주로 용접재료의 확산성수소량과 용착금속의 미세조직에 의존하는 사항이다. 모재에서는 저온균열 감수성이 탄소당량이라고 하는 수치로 계량화되기 때문에 이를 검증된 규격에 적용하여 예열온도를 산정할 수 있지만, 용착금속에 대해서는 이를 예측할 수 있는 규격이 존재하지 않는 실정이다. 이러한 상황에서 용착금속부는 강도가 증가할수록 저온균열에 취약할 것이라고 추측만 하고 있을 따름이다. 그러나 이러한 예상과 반대되는 연구결과, 즉 강도와 저온균열 저항성이 동시에 증가할 수 있다는 연구결과가 보고되고 있기 때문에[7,8] 이들 간의 상관관계는 극히 불확실한 상황이다. 그러나 용접재료의 확산성수소량은 명확한 수치로 계량화 할 수 있을 뿐만 아니라 저온균열에 직접적으로 영향을 미치는 인자이다. 그래서 고장력강용 용접재료는 대부분 확산성수소량을 저감하키는 방향으로 연구개발이 진행되어 왔다.

3. HY-100강의 예열온도 선정기준

3.1 열영향부 균열 방지를 위한 최저 예열온도

중공업계에서 현재 사용되고 있는 모든 예열기준들은 모재를 기준으로 하여 용접열영향부에서의 균열 방지를 위한 목적으로 설정되어 있다. 이러한 목적으로 규격화되어 있는 기준들에는 AWS D1.1[9], BS 5153[10] 그리고 Yurioka 등이 제안한 기준[11] 등이 있다. AWS 기준은 강종에 따라 예열온도를 규정하고 있는 반면, BS기준은 강재의 탄소당량과 모재의 두께, 그리고 입열 등을 모두 고려하여 예열온도를 결정하도록 되어 있

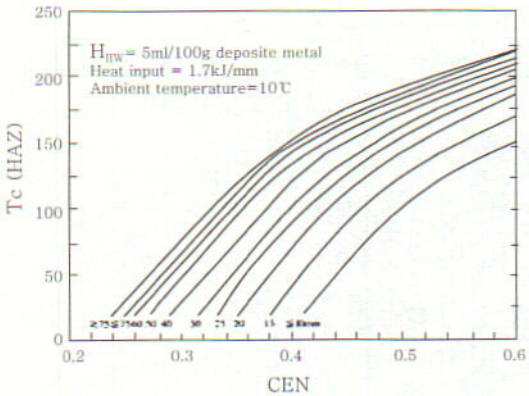

Fig. 3 Yurioka's master curve

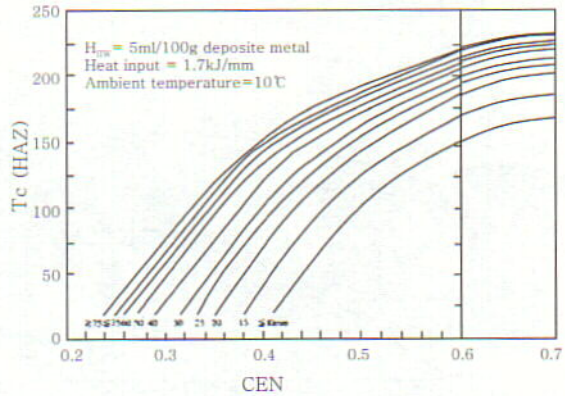

Fig. 4 Yurioka's master curve extrapolated up to CEN=0.7

다. 한편 Yurioka 등이 제안하고 있는 기준은 Fig. 3에서 보여주는 기준도표(master curve)를 사용하여 예열온도를 결정하도록 되어 있는데, 이 도표는 방대한 양의 y-그루브 균열 시험 결과를 토대로 구축된 것이다. 이들 세 가지 기준을 상호 비교 평가하여 보면, AWS기준은 참고사항 정도의 수준이고, BS기준은 다양한 용접 이음매에 대해 적용 가능하도록 되어 있으나, 다음에 설명하는 Yurioka의 기준에 비해 이론적 근거가 다소 약하다. Yurioka의 기준은 맞대기용접 이음매에 한정되어 있어 적용범위가 매우 좁으나, y-그루브 균열 시험 결과를 토대로 작성되었기 때문에 신뢰성이 매우 높다고 하겠다. 따라서 본 연구보고에서는 Yurioka의 기준을 적용하여 HY-100강과 HSLA-100강의 예열온도를 각각 설정하여 보고자 하였다.

Yurioka의 기준도표(master curve)는 용접입열이 1.7kJ/mm이고 확산성수소량(H_{IIW})이 5㎖/100g인 조건을 표준조건으로 하고 있다. 이제 강재의 탄소당량과 두께가 주어지면 그림 3의 기준도표를 이용하여 예열온도를 결정할 수 있는 것이다. 여기서 Yurioka의 탄소당량은 CEN으로 표시하며, 다음의 수식 (1)과 같이 강재의 화학조성으로부터 계산된다. 이 식에는 A(C)라는 항이 포함되어 있는데, 이 항이 있음으로 인하여 탄소함량이 0.08% 이하에서는 CEN이 Ito 등[12]이 제안한 P_{cm}에 수렴하게 되며, 탄소함량이 1.8% 이상으로 증가하면 CE(IIW)에 수렴하게 된다[13].

$$CEN = C+A(C)\{Si/24+Mn/6+Cu/15+Ni/20+(Cr+Mo+Nb+V)/5+5B\} \quad (1)$$

여기서 $A(C)=0.75+0.25\tanh\{20(C-0.12)\}$

표 1에서 보여주는 HY-100강의 화학조성을 상기 식 (1)에 대입하여 보면 CEN 값은 0.68이 된다. 이러한 수치는 기준도표의 적용범위를 초과하는 것이지만 본 기술보고에서는 기존 도표의 곡선을 Fig. 4와 같이 연장하여 최대 0.70 까지 사용할 수 있도록 하였다.

실제 적용하고자 하는 용접입열과 확산성수소량이 표준조건과 동일하지 않으면 그 차이만큼을 탄소당량(ΔCEN)으로 환산하여 CEN값을 보정하게 된다. Fig. 5는 확산성수소량과 ΔCEN값의 상관관계인데, 확산성수소량(H_{IIW})이 6.6㎖/100g이면 이에 상응하는 ΔCEN값은 약 0.02이다. 따라서 실제 필요한 예열온도는 CEN=0.7에 해당하는 온도가 되며, 이를 Fig. 4에서 구하게 된다. 즉 모재의 두께가 10mm이면 170℃이 되고, 75mm이면 235℃가 되는 것이다. 이와 같이 모재의 두께가 증가하게 되면 필요한 예열온도가 로그함수적으로 증가하게 되는데, 이러한 예열온도의 변화를 Fig. 6에서 보여주고 있다. 이 그림에는 HY-100강과 강도는 유사하지만 CEN값은 0.4로 매우 낮은 일반 고장력강(HT-80, CEN=0.4)의 경우도 같이 보여주고 있다. 여기서 이들 두 곡선을 비교하여 보면 두 가지 점에서 커다란 차이가 있음을 알 수 있다. 우선 HT-80강(인장강도 80kg/mm^2)은 탄소당량이 낮은 관계로 HY-100

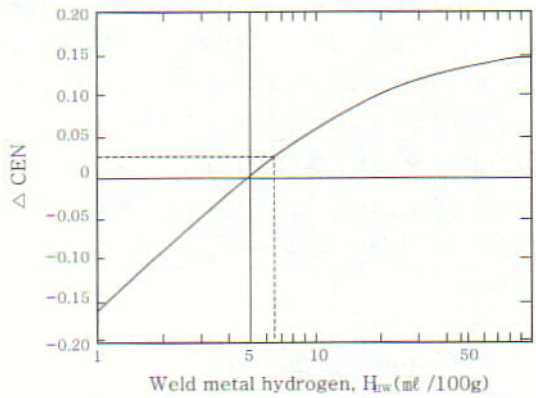

Fig. 5 Correction curve for a wide range of diffusible hydrogen centent.

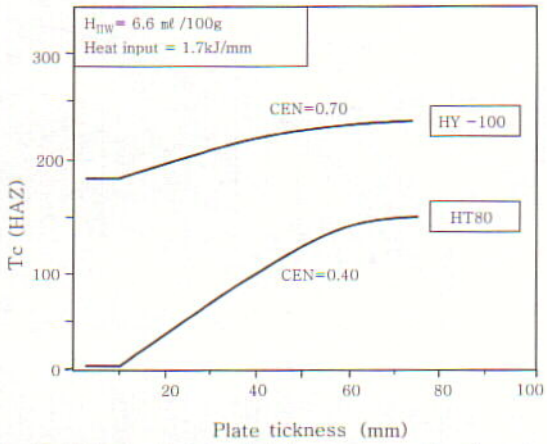

Fig. 6 Effect of plate thickness on preheating temperature.

보다 예열온도가 현저히 낮게 나타나고 있다는 것이다. 다음으로는 HT-80강의 경우, 두께 변화에 따라 예열온도가 상대적으로 크게 변화한다는 사실이다. HY-100강에서는 두께가 10mm에서 75mm로 증가하는 동안 약 65℃정도 증가하였으나, HT-80강의 경우는 150℃ 이상의 변화를 보여 주고 있다. 이러한 차이는 앞에서도 언급하였듯이 경화능의 차이에 기인하는 것이다. 탄소당량이 낮은 경우에는 예열의 효과가 복합적(미세조직제어 및 수소제어)으로 나타나서 두께의 영향이 극대화되는 반면, HY-100강의 경우에는 수소제어 역할만 하기 때문에 두께의 영향이 둔화되는 것이다.

3.2 용착금속부 균열 방지를 위한 최저 예열온도

용착금속부의 저온균열 특성에 대해서는 이미 자세히 보고한 바 있는데[6], 이들은 대부분 다층 용접부의 표면부에 위치하고 있으며 용접선에 수직인 방향으로 발생한다. 그리고 이러한 균열도 저온균열의 특성상 용접 예열에 의하여 억제할 수 있다. Yatake 등은 SMAW 및 SAW 기법으로 다양한 두께의 구속시편에 다층 용접을 실시하고, 여기서 얻어진 시험결과를 종합하여 다음과 같은 실험식 (2)를 제안하였다[14]. 한편 Okuda 등은 일정한 두께(40mmt)의 강판에 서브머지드 아크용접(SAW)을 실시하고, 얻어진 실험결과를 정리하여 다음의 실험식(3)을 제안하였다[15].

(i) 실험식(2):

• $15 \le h_w \le 30$mm

$$Tc\ (WM)=120+h_w 120 log(H_{JIS}/3.5)+5(h_w-20)+8(\sigma_B-83)$$

• $30 \le h_w \le 30$mm

$$Tc\ (WM)=120+h_w 120 log(H_{JIS}/3.5)+5(h_w-20)-0.05(h_w-30)^2+8(\sigma_B-83)$$

여기서 h_w : 용착금속의 두께(mm)

H_{JIS} : 글리세린법에 의한 확산성 수소량(㎖/100g)

σ_B : 용착금속의 인장강도(kg/mm^2)

(ii) 실험식(3):

$$Tc\ (WM)=5.24\sigma_B+277 log H_{GC} - 482$$

여기서 σ_B : 용착금속의 인장강도(77~100kg/mm^2)

H_{GC} : 가스크로마토그라프법에 의한 확산성수소량(㎖/100g)

상기한 두 연구자들은 모두 시판되고 있는 용접재료를 사용함으로써 용착금속의 강도와 확산성수소량을 다양하게 변화시킬 수 있었다. 그리고 용착금속부에서 균열이 발생하지 않는 최저 예열온도(Tc(WM))를 실험적으로 측정하여 이를 실험변수들의 함수로 표현한 것이 상기한 식들이다. 이들은 다층 용접에서 발생하는 횡균열 만을 대상으로 하였기 때문에, 상기 식으로 계산된 예열온도는 엄밀한 의미에서 층간온도라 표현하여야 할 것이다. 본 기술보고에서는 혼돈을 피하기 위하여 예열온도(preheating temperature)와 층간온도(interpass temperature)를 구분하여 사용하였다. 초층 용접을 위한 예열의 온도는 그대로 '예열온도'라 하고, 다층 용착금속에서 횡균열 방지를 위해 필요한 패스간의 예열온도는 '층간온도'라 하였다. 따라서 Fig. 3, 5, 6의 Tc(HAZ)는 예열온도이며, 식 (2)와 (3)에서 계산된 Tc(WM)는 층간온도인 것이다.

본 절에서는 상기한 두식 중에서 Yatake의 실험식을 사용하여 HY-100강 용착금속의 최저 층간온도를 설정하고자 하였다. 이는 Yatake의 식이 두께에 따른 층간온도의 변화를 고찰하기에 보다 적합하였기 때문이다. 그리고 앞 절에서 설정하였던 상황을, 즉 HY-100강에 서브머지드 아크용접을 실시하는 상황을 고찰 대상으로 선정하였다. 그리고 그리세린법에 의한 확산성수소량(H_{JIS})은 3.5㎖/100g이라고 가정하여, 앞 절에서 가정한 수소량(H_{IIW}=6.6㎖/100g)과 동일한 조건이 되도록 하였다. 실제 HY-100강용으로 시판되고 있는 플럭스의 확산성수소량은 6~7㎖/100g 정도이다[16]. 그리고 용착금속의 인장강도는 90kg/mm^{2}으로 가정하였는데, 이는 실제 전용착시험을 실시하여 측정한 값이다[16]. 이러한 상수들을 상기한 식(2)에 대입하여 보면, $0.05(h_w-30)^2$ 항은 기여정도가 미약하여, 층간온도(Tc)는 용착금속 두께(h_w)의 일차함수로 표현된다. 이

러한 상관관계를 Fig. 7에서 보여주고 있는데, 다음절에서는 이러한 경향을 열영향부에서의 관계(Fig. 6)와 비교 검토하여 예열 기준을 보다 명확히 제시하고자 한다.

3.3 HY-100 강의 예열 및 층간온도 기준

3.1절에서는 예열온도 선정기준에 대하여, 그리고 3.2절에서는 층간온도 기준에 대하여 기술하였다. 여기서는 V형 개선을 한 HY-100강을 SAW기법으로 용접하는 상황을 설정하고, 이 상황에서 상기한 각각의 기준이 어떻게 적용되는지를 보여주고자 한다. 초기 예열은 초층에서의 루트균열을 방지하고자 하는 것이다. 이에 필요한 예열온도는 Fig. 6에서 보여주는 바와 같다. 루트부에는 노치효과가 있기 때문에 최악의 상황을 고려하여 y-그루브 시험에서 얻어진 결과를 적용하게 되는 것이다. 이렇게 하여 초층 용접이 온전히 마치게 되면 두번째 층부터는 노치가 존재하지 않기 때문에 언더비드균열 정도만 염려하면 되는 것이다. 즉 두 번째 층부터는 Fig. 6에서 요구하는 예열온도까지는 필요치 않을 것이다. 그러나 용접이 계속되어 용착금속의 두께가 증가하게되면, 확산성수소량이 축적되고 잔류응력이 증가하여 용착금속부에서 균열이 발생할 가능성이 점차 높아지게 된다[17]. 따라서 일정두께 이상이 되면 Fig. 7에서 보여주는 층간온도가 만족되어야 한다. 이러한 층간온도 기준(Fig. 7)과 예열온도 기준(Fig. 6)을 중첩시키면 Fig. 8과 같이 되는데, 이 그림에서 보는 바와 같이 예열온도와 층간온도가 23mm 두께 지점에서 서로 교차하게 된다. 본 보고에서는 교차점에서의 두께를 천이두께($t_{H/W}$)라 칭하였는데, $t_{H/W}$ 이하에서는 예열온도(Tc(HAZ))가 층간온도(Tc(WM)) 보다 높게 나타나고, $t_{H/W}$ 이상에서는 층간온도가 예열온도를 상회하게 된다. 이를 보다 쉽게 이해하기 위하여 다음과 같은

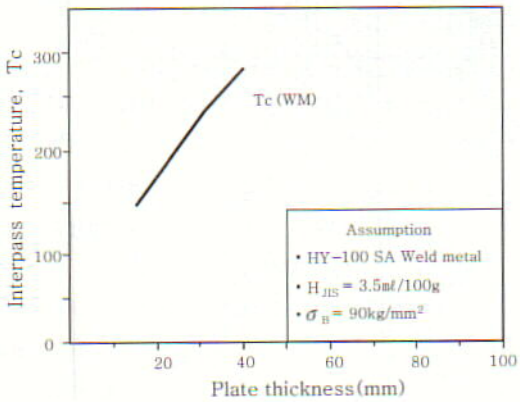

Fig. 7 Effect of plate thickness on interpass temperature

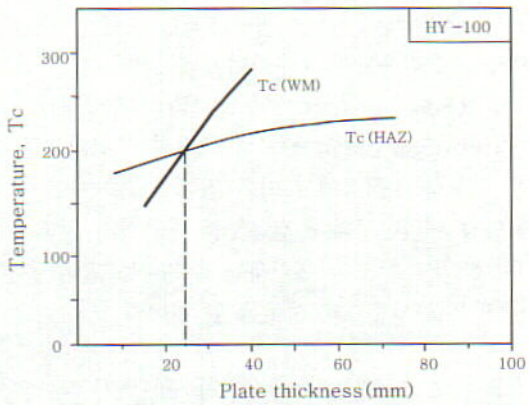

Fig. 8 Effect of plate thickness on preheating (Tc(HAZ)) and interpass temperature(Tc(WM))

두 가지 상황을 설정하여, 각각의 상황에서 예열온도 기준과 층간온도 기준이 어떻게 적용되는지 고찰하여 보았다.

(i) 먼저 20mm 두께의 강판을 SA용접한다고 가정하면, Fig. 6의 예열온도 기준에 따라 약 190℃의 예열온도가 요구된다. 초층용접이 완료되면 다음부터는 용착금속에서의 균열이 발생하지 않아야 함으로 Fig. 7로부터 필요한 층간온도를 측정하여 보아야 한다. 이 경우에 있어서는 필요 층간온도가 175℃로 계측되는데, 이 온도는 예열온도 보다 낮기 때문에 두 번째 층부터는 예열온도를 175℃까지 낮추어도 용접부 균열은 어디에서도 발생하지 않는 것이다. 이 경우에 있어서는 초층용접을 위하여 고온의 예열을 하여야 하기 때문에, 초층만이라도 확산성수소량이 적은 GMA기법으로 용접하던가, 아니면 초층을 위하여 저강도 용접재료를 사용하면 처음부터 낮은 예열온도를 적용할 수 있을 것이다. 전자는 이미 현업에서 적용하고 있는 방법이고, 후자는 여러 연구자들에 의해 제안되어 이론적으로는 적용 타당성이 검증되어 있는 방법이다[18,19].

(ii) 다음으로는 40mm 두께의 강재를 SAW기법으로 용접하는 상황을 고찰하여 보고자 한다. 먼저 Fig. 6으로부터 초층 용접에 요구되는 예열온도는 220℃임을 알 수 있다. 그런데 Fig. 7에서 층간온도를 계측하여 보면 280℃에 이른다. 만약 220℃의 예열을 실시하고 초층을 용접한 다음, 이를 층간온도로 계속 유지하게 되면, 이는 다층용접에서 필요로 하는 층간온도(280℃)를 만족시키지 못하는 조건이 된다. 결국 이러한 조건에서는 용착금속부에서 균열이 발생하게 되는 것이다. 그러므로 40mm 두께의 HY-100강을 용접함에 있어서 초층용접에는 Fig. 6의 예열기준에 따라 예열을 실시하고, 초층용접이 완료된 상태에서는 (열영향부

에서의 균열발생에 대한 염려가 없음으로) Fig. 7에서 보여주는 층간온도를 준수하여야 할 것이다.

결론적으로 천이두께 이상의 HY-100강재를 용접하는 경우에는 층간온도가 보다 중요한 조건이므로, 시방서를 작성하는 시점에서 이를 필히 고려하여야 할 것이다. 만약 예열온도와 층간온도를 구분하지 않고 이들을 모두 예열온도만으로 표기하는 경우에는 필히 층간온도를 예열온도 기준으로 하여야 할 것이다.

4. HSLA-100 강의 예열기준

4.1 용접열영향부 균열 방지를 위한 예열온도

HSLA강은 HY-100강을 대체하여 개발된 강으로써 탄소함량을 0.07% 수준으로 낮추어 용접성을 향상시키고, 이로 인한 강도저하 Cu 첨가로 보상한 것이다.(Table 1) 탄소 저하로 인하여 용접성은 크게 향상되는데, 그러한 효과를 Fig. 2에서 보여 주고 있다. HSLA-80 및 HSLA-100 모두 '영역 I'에 위치하여 용접성이 매우 양호한 것으로 나타나고 있다. 실제로 3.1 절에서 수행한 방법대로 HSLA-100강의 CEN값을 계산하여 보면 0.35 수준 밖에 되지 않는다. Fig. 3의 Yurioka의 기준도표에서 두께에 따른 예열온도를 계측하여 도표화하여 보면 Fig. 9의 Tc(HAZ)의 곡선과 같이 나타난다. 이 곡선에서 알 수 있듯이 두께가 70mm라 하더라도 필요 예열온도(Tc(HAZ))는 100℃ 정도에 지나지 않는다. 그리고 상온을 25℃라 하였을 경우에 무예열용접이 가능한 모재 두께는 30mm에 이른다. 그러나 이러한 조건에서는 초층 용착금속부를 관통하여 발생하는 루트균열을 별도로 고려하여야 하는데, 이에 대한 예열온도 산출 방법은 보고된 바 없다. 이를 고려하기 위해서는 주어진 용접재료를 대상으로

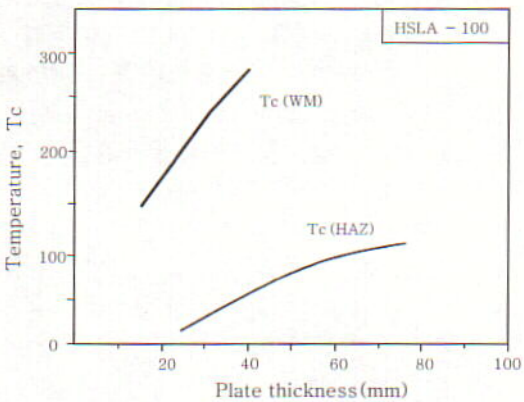

Fig. 9 Effect of plate thickness on the preheating (Tc(HAZ)) and interpass(Tc(WM)) temperat

별도의 실험을 실시하고, 실험결과를 토대로 하여 최저 예열온도를 선정토록 하여야 할 것이다.

4.2 용착금속부 균열 방지를 위한 예열온도

4. 1절에서 기술한 바와 같이 HSLA 강은 용접성이 매우 우수하기 때문에 일정두께 이하에서는 무예열 용접이 가능하다. 실제로 표2에서 보는 바와 같이, 확산성수소량이 낮은 GMA용접에서는 예열온도를 60°F(15℃) 이상으로 추천하고 있다. 그러나 확산성수소량이 높은 서브머지드 아크용접(SAW)에서는 HY-100강에 적용하였던 예열기준을 그대로 적용하도록 권고하고 있다. 이는 예열온도가 충분치 못한 경우에 루트부 용착금속에서 균열이 발생하기 때문이다. 따라서 HSLA-100강에 있어서는 예열온도 조차도 용착금속부(초층)를 기준으로 설정되어야 한다. 이러한 예열온도를 적용하여 초층용접이 완료되면 다음 패스에 필요한 층간온도는 어느 정도 낮은 수준으로 유지하여도 무방할 것이다. 그러나 Fig. 7에서 사용한 용접재료(와이어와 플럭스) 및 용접조건을 그대로 사용한다면, Fig. 7과 같은 층간온도가 필요하게 된다. Fig. 9는 이러한 층간온도와 4. 1절에서 모재를 기준으로 설정한 예열온도를 비교하여 보여주고 있다. 이 두 곡선에서 알수 있듯이 HSLA-100강에서는 층간온도가 예열온도보다 매우 높게 되어있다. 초층에서는 횡균열이 발생할 염려가 없으므로 Tc(WM)에 관계없이 예열온도는 낮게 설정하여도 되지만 용착금속의 두께가 증가하게 되면 Tc(WM)이 요구하는 고온의 층간온도를 만족시켜야 한다는 것이다.

4.3 HSLA-100강의 예열 및 층간온도 기준

표 2는 HSLA-100강에 대해 참고문헌 (5)에서 추천하는 예열온도 및 층간온도 기준인데, GMA용접에서는 무예열 용접이 가능하도록 되어 있다. 그러나 SMAW으로 용접하는 경우에는 예열온도가 15℃(60°F)로 되어 있고 층간온도는 52℃(125°F)로 규정하고 있다. 이와 같이 층간온도가 예열온도 보다 높게 규정되어 있는 것은 용접재료의 용접성이 모재의 용접성을 따라가지 못하고 있기 때문에 발생하는 현상이다. 그리고 이러한 현상이 발생할 수밖에 없는 사유를 4.2절에서 기술하였다. 만약 현장 작업에서 혼동을 피하기 위하여 층간온도와 예열온도를 구분하지 않고 단순히 예열온도로 용접시방서를 작성하고자 하면, HSLA-100강의 경우에는 층간온도기준에 따라 예열온도를 설정하여야 할 것이다. 이렇게 설정된 예열온도는 전적으로 용접재료

의 용접성에 의해 결정되는 사항이며, 모재와는 아무런 관계도 갖지 않는다. 그러므로 표 2에서 보여주는 SMAW의 예열온도를 낮추려면 용접재료의 용접성을 획기적으로 향상시켜야 한다. 그렇지 못하면 HSLA-100강을 사용한다고 하더라도 경제적인 이익은 기대하기 어려울 것이다.

이러한 상황 인식에 근거하여 미국 해군에서는 HSLA-100강용 무예열 용접재료를 개발하기 위하여 과거 10여년 동안 노력하여 왔다[20,21]. 그리고 이러한 상황은 TMCP강재가 일반화되면서 일반 구조용 강에서도 경험하기 시작하였는데, 향후 강재의 용접성이 향상되면 향상될수록 상황은 보다 심각해 질 것으로 예상된다. 이러한 상황에 대처하기 위해서는 이제부터라도 고강도 용접재료의 용접성, 저온균열 저항성을 향상시키고자 하는 연구개발이 체계적으로 수행되어야 할 것이다. 이를 위해서 저자들은 최근 기존에 수행된 연구결과를 종합·평가하고 가장 현실성 있는 그리고 성공 가능성이 높은 연구개발 방향에 대해 보고한 바 있다[22].

Table 2 Recommended interim preheating and interpass temperatures for HSLA-100 fabrication using HY-100 type consumables[5].

Welding process	Plate thickness 1.25 inch and greater	
	Preheating temp. (°F)	Interpass temp. (°F)
GMAW	60 min.	60 min. to 300 max.
SMAW	60 min.	125 min. to 300 max.
SAW	Same requirements as HY-100 welding*	

* generally 150℃ or higher[16].

5. 맺 음 말

고강도 강의 예열기준은 열영향부 균열을 방지하고자 하는 것이고, 층간온도는 용착금속부 균열을 방지하고자 하는 것이다. 열영향부는 모재의 영향이 크게 작용하는 반면 용착금속부는 용접재료의 영향이 크기 때문에, 서로간의 용접성의 차이가 심하면 이들을 개별적으로 고려하여 각각에 대해 명시할 필요가 있다. 그러나 작업의 간편성을 고려하여 이들을 모두 용접예열로 규정하고자 하면, 초층에서 필요한 예열온도와 다층용접에서 필요로하는 층간온도를 비교하여 보다 높은 쪽을 선정하여야 한다. HY-100강의 경우에는 두께에 따라 선택기준이 달라지는데, 얇은 판재의 경우에는 예열온도가 층간온도보다 높기 때문에 그대로 사용하여도 무방하지만, 일정 두께 이상에서는 층간온도가 보다 높게 나타나기 때문에 층간온도를 예열온도로 명시하여야 한다. 반면에 HSLA-100강의 경우에는 두께에 관계없이 층간온도가 예열온도보다 항상 높기 때문에 층간온도를 예열온도 기준으로 선정하여야 한다. 이상과 같은 예열온도 선정 기준은 기 보고된 자료를 토대로 유추한 것임으로 세부적인 사항에 있어서는 실제 실험을 통해 검증하여 볼 필요가 있다.

감사의 글

본 기술보고는 저자중의 한사람인 강봉용박사의 학위논문을 정리 보완한 것입니다. 학위과정에서 지도편달을 아끼지 않으신 황선근교수님께 감사드립니다. 그리고 원고정리를 위해 수고한 김남훈, 박장호에게 고마움을 표합니다.

참고 문헌

1. C. A. Zanis, P. W. Holsberg, E. C. Dunn, Jr.: Seawater subcritical cracking of HY-steel weldments, Welding Journal, **59-12**(1980), 355s-363s
2. F. W. Fraser, E. A. Metzbower: Fractographic and microstructural analysis of SCC specimens of HY-100, HY-130, and HY-180 steel weldments, NRL Report 8370, Jan. 1980
3. AWS D1.1(2000), Structural Welding Code, Annex XI: Guideline on alternative methods for determining preheat, 265
4. T. W. Montemarano et. al.: High strength low alloy steels in naval construction, Journal of Ship Production, **2-3**(1986), 145-162
5. E. J. Czyryca et. al.: Development and certification of HSLA-100 steel for naval ship construction, Naval Engineering Journal, **-5** (1990)
6. H. J. Kim, B. Y. Kang: Morphological characteristics of cold cracking in weld metal, Journal of KWS, to be published (in Korean)
7. N. G. Alcantara, J. H. Rogerson: A prediction diagram for preventing hydrogen-assisted cracking in weld metal, Welding Journal, **63-5**(1984), 116s-122s
8. C. Wildash, R. Gee, R. C. Cochrane: Designing a microstructure to resist HIC in HS steels, Welding and Metal Fab., **68-7** (2000), 15-18
9. AWS D1.1: Structural Welding Code, 2000
10. BS 5153: British standard specification for arc welding of carbon and carbon manganese steel, 1984
11. T. Kasuya, N. Yurioka, M. Okumura: Methods for predicting maximum hardness of heat-affected zone and selecting necessary preheat temperature for steel welding, Nippon Steel Technical Report, **No. 65**, (1995)

12. Y. Ito, K. Bessyo: Cracking parameter of high strength steels related to high strength steels related to heat-affected-zone cracking(Report 1), Journal of Japan Welding Society, **37-9**(1968), 683-691 (in Japanese)
13. N. Yurioka, H. suzuki, s. Ohshita, S. Saito: Determination of necessary preheating temperature in steel welding, Welding Journal, **62-6**(1983), 147s-153s
14. T. Yatake, N. Yurioka, r. Kataoka, E. Tsuneromi: Studies on delayed cracking in steel weldment (Report 3), Journal of Japan Welding Society, **50-3**(1981), 291-296 (in Japanese)
15. N. OKuda et. al.: Hydrogen-induced cracking susceptibility in high-strength weld metal, Welding Journal, **66-5**(1987), 141s-146s
16. K. S. Kim: private communication
17. E. Takahashi, K. Iwai: Relationship between occurrence of the transverse cracks and parameters of residural stress and diffusible hydrogen concentration, Journal of Japan Welding Society, **48-10**(1979), 885-872(in Japanese)
18. K. Satoh et. al.: Prevention of weld crack in HT80 heavy plates with undermatching electrodes and its application to fabricating penstock, Transactions of the Japan Welding Society, **9-1**(1978), 17-21
19. A. Umekuni, K. Masubuchi: Usefulness of undermatched welds for high-strength steels, Welding Journal, **76-7**(1997),256s-263s
20. A Collison: Two paths, One goal: a consumable to weld HSLA 100, welding Journal, **73-1**(1994), 51-53
21. J. J. DeLoach, Jr.: An overview of the navy filler metal development program, Welding and Weld Automation in Shipbuilding, ed. R. DeNale, TMS, Warrendale PA, 1996, 85-104
22. H. J. Kim, B. Y. Kang: Development of welding consumable for controlling the cold cracking in steel weld metal, submitted to KWS (in Korean)

• 김희진(金喜珍)
• 1953년생
• 한국생산기술연구원,정밀접합용접팀
• 용접전원파형제어,용접재료개발
• e-mail: kimhj@kitech.re.kr

• 강봉용(姜奉龍)
• 1960년생
• 한국생산기술연구원,정밀접합용접팀
• 용접전원파형제어,용접재료개발
• e-mail: kanbo@kitech.re.kr