

破壞의 原因과 防止對策

— 船舶, 海洋構造物 破壞를 中心으로 —

金 永 植

韓國海洋大學 船舶機械工學科 教授



● 1944년 10월 2日生
● 기계공학에서 용접분야를 전공하였으며, 용접구조물의 강도와 파괴 등에 관한 연구에 관여하고 있으며, 최근에는 용사법에 의한 고강도 내식성 피막의 소재개발 분야에도 관심을 가지고 있다.

1. 머리말

船舶이나 海洋構造物에 있어 破壞事故가 發生하면 그 재해가 막대하는 것은 周知의 사실이다. 이러한 破壞事故를 防止하기 위한 努力이 끊임없이 계속되고 있으나, 아직도 各種事故例가 多數 보고되고 있다.

最近들어 船舶이나 海洋構造物을 위시한 各種構造物의 信賴性은 이전보다 훨씬 向上된 것은 事實이다. 이는 과거의 各種破壞事故例를 해석하여 그 資料를 今後의 構造物 설계의 基礎로 삼고, 또한 素材材料, 용접기술, 檢査 기술 및 破壞力學의 비약적인 發展의 結果라고 할 수 있다.

船舶이나 海洋構造物의 強度 設計는 安全性과 信賴性 確保의 측면에서 과거에 축적된 試驗工學에 입각한 設計技法으로 부터 破壞力學에 기초한 fail safe design 기법으로의 轉換이 이루어지고 있다.

本稿에서는 船舶에 있어 발생빈도가 높은 선박기관 크랭크 軸의 折損事故와 船體 및 海洋構造物의 破壞事故例를 들고 이들 破壞의 原因과 破壞解析 技法 및 破壞事故를 防止하기 위한 대책에 대해 記述하고자 한다.

2. 船舶, 海洋構造物의 損傷例

船舶機關의 크랭크 軸의 代表的인 疲勞破壞例를 그림 1, 2, 3에 圖示한다. 그림 1의 경우는 베어링 저어널부의 마멸방지 및 疲勞強度 向上을 위해 高周波 表面硬化를 實施한 경우로, 저어널부의 R部에서 疲勞균열이 發生하여 軸이 折損 破壞한 경우이다. 이 경우에는 移動式的 高周波 코일로 表面硬化를 實施함으로써 저어널부의 平滑部에서는 비교적 容易하게 表面硬化가 이루어 지나, R部の 直前에서 珈칭을 정지하게 되면 R部に 引長 殘留應力이 남게 되어 軸에 加해지는 外力에 依한 應力과 이 殘留應力이 加算되는 結果로 된다. 그 결과 材料의 疲勞限度를 초과하는 반복應力이 작용하게 되어 R部 表面에서 부터 균열이 發生, 成長하여 折損 破壞된 경우이다.

그림 2의 경우는 크랭크 핀 部를 高周波 表面硬化法에 依해 表面硬化시킨 경우이나, 高周波 硬化된 內徑부와 oil way와의 교차점 ①에서 비틀림 疲勞에 의해 均열이 發生 折損된 경우이다. 이 경우에는 크랭크 핀의 外周에서 發生하는 비틀림 應力 ②는 高周波 表面硬化에 依해 견딜 수 있으나 高周波 硬化의 內周 卽 S48C 調質材의 強度는 ①點에서의 集中應力과 ③의 비틀림 應力에 견디지 못하고 疲勞균열이 發生 折損된 경우이다.

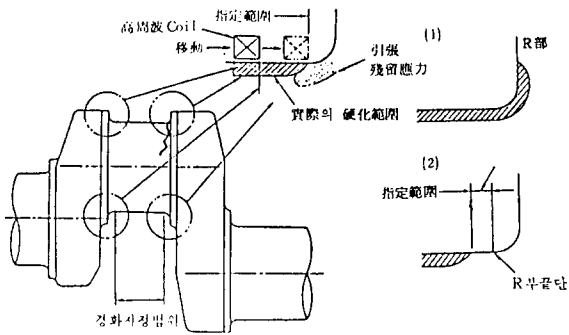


그림 1 表面硬化로 인한 疲勞強度低下

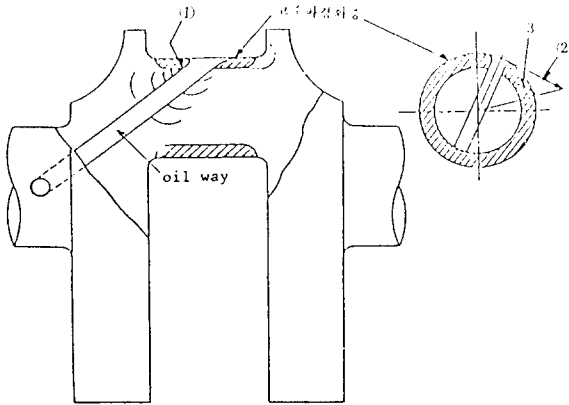


그림 2 디젤기관의 크랭크軸 oil way에서 시작된 折損

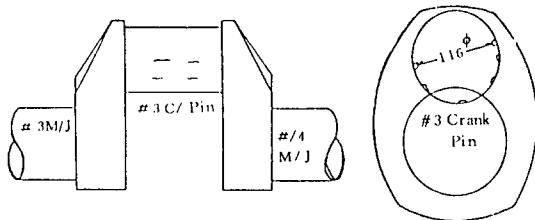


그림 3 디젤기관의 크랭크핀에서의 軸方向 表面 균열

그림 3의 경우는 동력 265ps급 디젤기관의 SF 55 Solid Type 크랭크 軸에 있어서, 크랭크 핀 部에 軸 方向의 表面이 균열이 發生된 경우이다. 이 경우는 軸의 비틀림 진동에 依해

크랭크 핀 部の 運轉이 원활하지 못하게 된 結 果 表面 硬度가 低下되고, 더불어 비틀림 應力에 依해 均열로 發展된 경우로 추정된다.

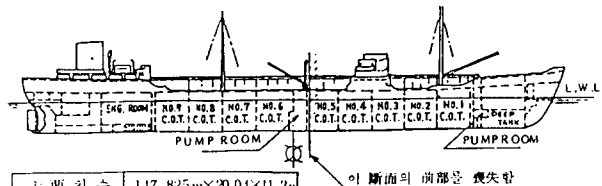
以上의 경우들은 단순한 疲勞破壞의 경우들이나 만약 疲勞均열이 脆性均열로 移行하는 조건이 되면, 쉽게 大型 構造物의 脆性破壞로 發展될 수 있다.

널리 알려져 있는 제2차 대전중 미국에서 건조된 戰時標準船의 破壞例은 전형적인 脆性破壞例이다. 1943年 1月16日 美國 Portland 항에서 試運轉을 끝내고 岸壁에 계류중이던 Schenectady호가 夜間에 폭음과 함께 두 조각으로 折損된 예는 그러한 脆性破壞의 대표적인 例이다.

이들 戰時 표준선의 破壞는 戰爭中 多數의 船舶을 急造할 필요성 때문에 건조기간 短縮을 위해 용접이 全面的으로 채용되었던 것이 最大의 原因이었다. 즉 용접구조물中에 發生되는 熔接결합과 熔接入熱에 依한 殘留應力이 主要原因이며, 全 構造物이 一體로 되어 있기 때문에 큰 破壞로 쉽게 發展될 수 있었던 것이다. 물론 使用된 鋼材의 破壞靱性이나 設計의 인 배려도 現在에 比하면 比較될 수 없었음을 말할 나위도 없다.

약 5,000척을 건조한 것中에서 약 1,000척에 1,500件 以上の 損傷이 發生하였고, 이 中에서 250척은 甲板上에 까지 均열이 進展된 심각한 程度였으며, 약 20여척은 완전히 두 조각으로 갈라져 버렸다.

그 以後의 船體 破壞 中 破壞解析이 行하여



主要尺寸	147.825m×20.04×11.2m
滿載喫水	8.79 m
載貨重量	15,700 ton
船 級	I.R

그림 4 Avanti 호의 浬성과 概요

진 예로서는 1953년 1월 8日 原油를 만재한 노르웨이 國籍의 Avanti호(15700 DWT)가 日本 근해에서 荒天航海中 순식간에 船體가 두 조각으로 갈라져 침몰한 사고이다⁽¹⁾(그림 4참조).

Avanti 호는 1946년 4월 스웨덴에서 건조된 유조선으로, 折損 後의 조사 결과 使用된 鋼板의 破壞靱性도 낮고 熔接部에도 다수의 결함이 發見되었다.

한편 海洋構造物의 破壞事故例은 1980年 3月 27日 오후 6시 30분경 북해에서 노르웨이 국적의 半潛水式 석유 굴착 Rig인 Alexander Killand호가 破壞의 징후가 있고 부터 20여분 만에 전복 침몰되어 거기에 승선중이던 212명 중 123명의 희생자를 낸 事故가 代表的인 破壞事故例이다⁽²⁾.

원래 이 구조물은 프랑스의 Dunkirk 조선소에서 1973년부터 건조가 시작되어 1976년 6월 5일에 진수한 것으로 석유굴착 Rig로 만들어졌던 것이나 사고 당시는 굴착작업에 종사하는 기술자들의 주거용으로 개조되었던 구조물이었다.

이 破壞事故는 후에 추적 조사되어 그림 5와 같이 platform을 받치고 있던 鋼 파이프로 된 5개의 다리 中 하나가 떨어져 나가면서 균형을 잃고 전복된 것으로 밝혀졌다. 다리가 떨어져

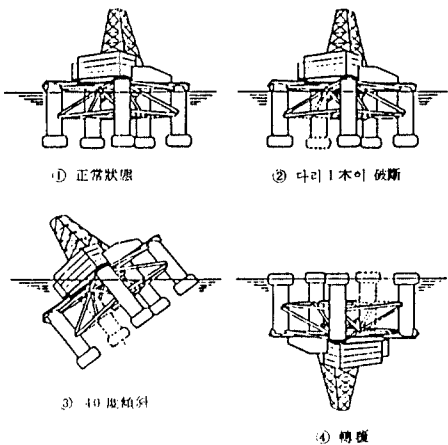


그림 5 Alexander Killand호의 파괴전복사고 개요

나간 것은 다리를 固定하고 있던 6개의 브레이싱(bracing)들이 破壞折損되어 일어난 것으로 조사되었다. 또한 브레이싱破壞는 소나(sonar)를 부착하기 위한 필렛 용접부로부터 疲勞균열이 發生하여, 이것이 부식 疲勞균열 상태로 일정길이 進展後 脆性 破壞로 發展하여 브레이싱部의 全周에 걸쳐 破壞를 초래한 것으로 판명되었다.

그림 6은 Alexander Killand 호의 折損된 다리 부분과 브레이싱부를 보인 것으로 D-6로 표시된 브레이싱부에 그림과 같이 침수용 oval hole과 sonar flange가 설치 되어 있었는데 최초의 折損 破壞는 이 D-6 브레이싱에서 일어났다. Oval hole과 sonar flange부를 확대해서 표시하면 그림 7과 같다.

Sonar flange는 20mm 두께의 鋼材로 맞대음 용접하여 파이프 상태로 만든 것으로, 이 鋼材는 事故 後 機械的 試驗 結果, 판 두께 방향의 단면 수축율이 매우 낮고 MnS가 길게

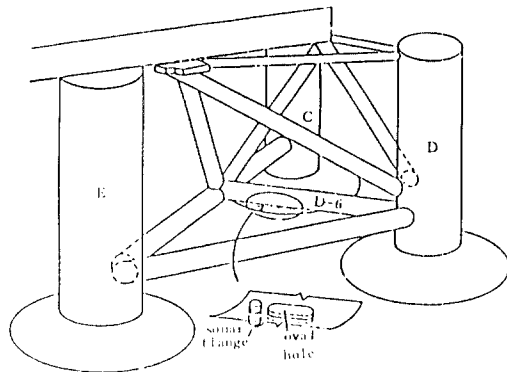


그림 6 Alexander Killand 호의 折損된 다리부분과 브레이싱부

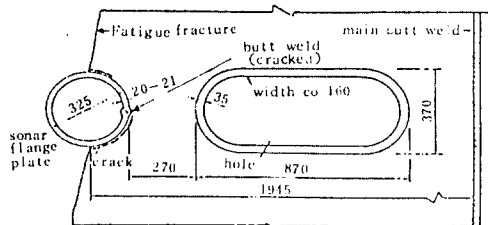


그림 7 Sonar flange와 oval hole의 확대표시

늘려진 상태로 多數 存在함이 發見되었다. 따라서 용접부 근방에 lamellar tear의 發生 可能性이 매우 높았음이 確認되었다. 실제로 sonar flange 파이프의 맞대음 용접부를 현미경적으로 觀察한 結果, root균열과 lamellar tear가 多數 發見되었다. 또한 플랜지를 따라 그림 7에 나타난 바와 같이 필렛 용접부에 피로균열이 발견되었고, 이것을 기점으로 파이프 상태로 된 브레이싱의 圓周방향으로 피로 파괴가 일어나 결국에는 D-6 브레이싱의 折損 破壞가 초래된 것으로 조사되었다. 여기서 破壞의 근본적인 原因이었던 플랜지부의 필렛부에서 피로균열이 유발되었던 것은 다음과 같이 推定된다. 즉 flange plate의 맞대음 용접부에 존재하는 前述한 상당량의 lamellar tear나 root 균열이, flange plate의 補強효과를 떨어뜨려 flange hole부에 과도한 응력집중효과를 가져오고, 이로 인해 주기적인 과량등의 작용 응력과 부식환경이 피로균열의 發生을 容易하게 하였던 것으로 推定되었다.

3. 破壞解析 방법

構造物의 破壞事故가 發生하면 유사사고의 再發防止 또는 法律的 책임소재를 밝힐 必要性等 때문에 事故解析이 行하여 진다. 이 경우에 破壞의 原因을 밝히는 것이 무엇보다 重要하다. 原因 解析방법은 case by case로 行하여야 할 것이나 基本的인 解析의 흐름도를 보이면 그림 8과 같다⁽³⁾.

여기서 目視 檢査를 통해 破壞의 起點을 調査하는 것이 破壞原因을 밝히는 데 가장 重要하다. 破壞의 起點은 다음과 같은 방법으로 推定할 수 있다.

(1) 疲勞破壞의 경우에는 그림 9와 같은 beach mark 특징으로부터 破壞의 起點 및 荷重部가 樣式을 추정할 수 있다⁽⁴⁾.

(2) 균열이 몇개로 갈라진 경우에는 그림 10(a)와 같이 破壞의 起點方向은 分枝방향과 反對方向에 存在한다.

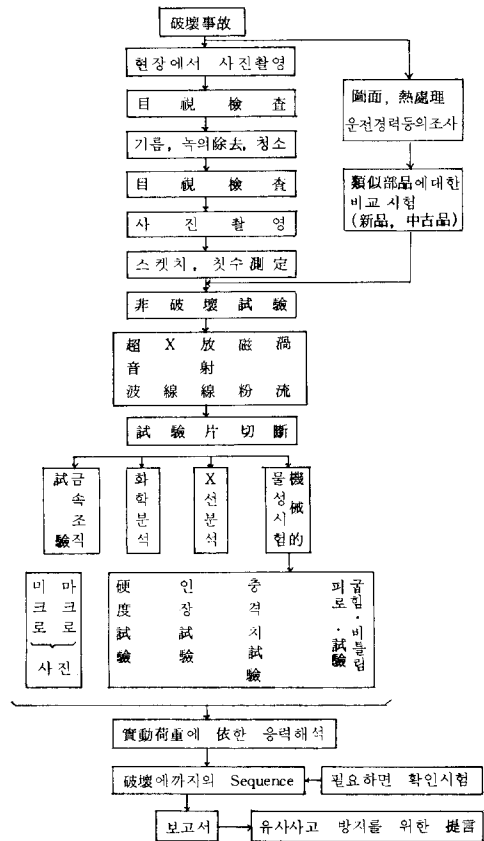


그림 8 파괴사고 해석의 흐름도

(3) 그림 10(b)와 같이 破面이 T字形으로 교차되어 있는 경우에는 破壞 A가 破壞 B의 균열進展을 정지시키는 역할을 하기 때문에 破壞 A가 破壞 B에 先行하여 發生하였다.

(4) 한개의 構造物이 몇개의 破片으로 分散되어 破壞된 경우에는, 破壞起點을 포함하고 있는 可能性이 가장 높은 破面은 塑性變形의 징후가 最小인 面이다.

(5) 急速不安定 破壞의 경우에는 破面上에 V字形의 chevron mark가 나타나 있다. 이 경우의 破壞起點은 V字의 頂點方向에 依存한다. (그림 11)

破壞 形式의 추정은 各種 破壞例의 fractography의 觀察에 依해 可能하다.

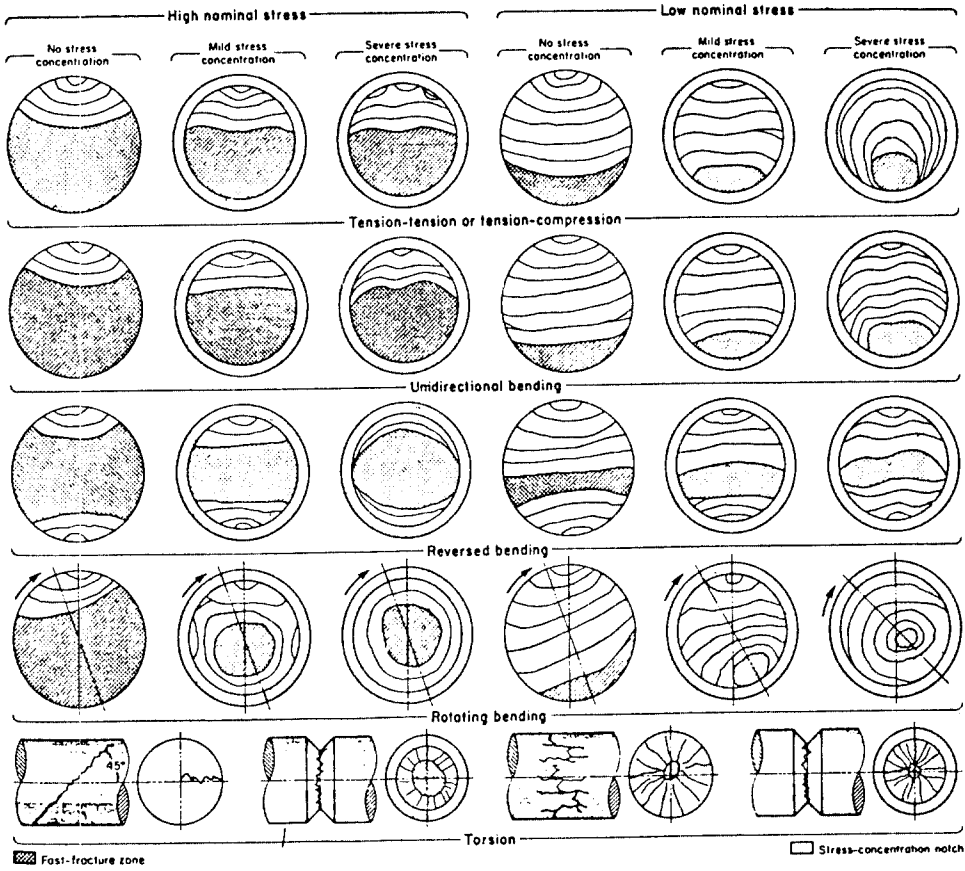
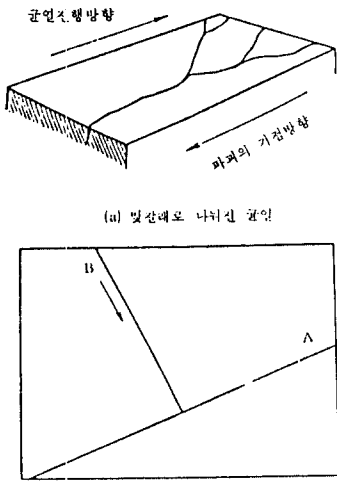


그림 9 피로파면상의 beach mark 특징



(a) 및 (b) T-저항으로 나타낸 균열
그림 10 파괴의 기점방향

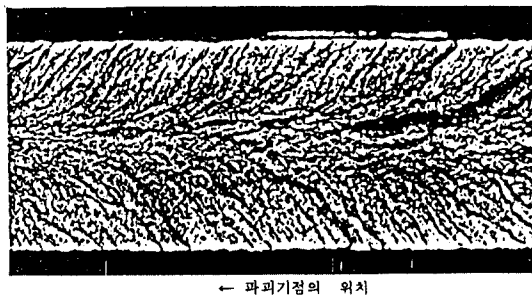


그림 11 취성파괴의 chevron mark

破壞形式은 여러가지 분류방법이 있겠으나, 結晶粒을 橫斷하여 일어나는 粒內破壞(transgranular fracture)와 結晶粒界를 따라 일어나는 粒界破壞(intergranular fracture)로 크게 分類되며 이들은 다시 細分하면 다음과 같다.

A. 粒內破壞

(1) 延性破壞

- (a) 微小空洞의 合體에 依한 딴플 破壞
- (b) 슬립面 分離 破壞

(2) 脆性破壞

- (a) 壁開破壞 : River pattern, cleavage facet, cleavage step, tongue 등이 나타남.
- (b) 擬壁開破壞 : River pattern, cleavage step, quasi-cleavage facet 등이 나타남.

(3) 疲勞破壞

延性 striation, 脆性 striation이 나타남

B. 粒界破壞

- (1) 延性破壞 : 딴플이 있는 粒狀破面
- (2) 脆性破壞 : 딴플이 없는 粒狀破面
- (3) 疲勞破壞 : Striation

以上에서 目視檢査 및 전자현미경을 이용한 fractography의 考察로 부터 破壞形式을 추정하는 방법에 對해 記述하였으나, 破壞의 原因을 밝히기 위해서는 이상의 結果와 병행하여 各種 機械的 또는 非破壞的 試驗이 行하여 져야 할 것이다.

4. 防止 대책

4.1 疲勞破壞 防止를 위한 대책

(1) 金屬疲勞의 극복

疲勞균열은 塑性變形에 起因하여 金屬表面에서 發生하며 일단 發生한 균열은 塑性變形에 擬해 進전된다. 따라서 金屬疲勞의 本質은 塑性變形이기 때문에 金屬疲勞를 극복하기 위해서는 塑性變形이 일어나지 않게 하거나 最少化시키는 것이 필요하다. 이것은 다음과 같은 方

法으로 달성될 수 있다.

- ① 材料開發, 선택
- ② 表面硬化
- ③ 表面削除

以上에서 ①의 方法은 降伏應力을 높게하면 性變形이 어려워 지기 때문에 疲勞強度도 降伏역에 거의 비례하여 높게 된다고 하는 것이다. 이 경우에는 몇가지 주의를 要한다. 結晶粒을 平均的으로 微細하게 하면 降伏應力은 높아지나, 粗大한 結晶粒(組織의 弱點)이 몇개라도 混在해 있으면 疲勞強度는 높아지지 않는다. 또한 降伏應力이 어느 정도 높아지면 降伏應力을 높게 하기 위해 組織中에 析出し킨 析出物과 같은 介在物로 疲勞균열이 發生하게 되어 疲勞強度는 오히려 떨어지게 된다. 따라서 생각해 낸 方法이 ②③의 方法이다.

②의 方法은 疲勞균열은 반드시 表面이 起點이 된다는 사실을 이용하여 表面만을 硬하게 하여 슬립을 일어나기 어렵게 하는 方法이다. 表面硬化의 方法으로는 浸炭, 窒化, 高周波 켄칭과 같은 熱處理, 表面壓延, 함마 피닝, 쇼트 피닝과 같은 加工處理가 있다. 前述한 2節의 그림 1, 2, 3에서 크랭크 縮의 表面을 高周波 硬化法으로 表面硬化시킨 것은 바로 이러한 例의 代表的인 方法이라 할 수 있다. 이와 같은 크랭크 軸과 같이 굽힘이나 비틀림하중을 받아 表面에서의 應력이 最大로 되는 경우는 특히 表面硬化가 有效한 方法이다. 그러나 그림 1과 같이 高周波 硬化時 코너의 rounding部를 不安全하게 처리하면 疲勞균열은 그 點에서 부터 發生하게 되므로 이 경우에는 그림 1에서 보인 바와 같이 rounding部の 끝까지 高周波 硬化 처리를 하든가, 그렇지 않으면 rounding부에서 일정한 거리만큼 떨어진 위치에서 高周波 硬化 처리를 종료하는 것이 바람직 하다. 또한 그림 2의 경우는 高周波 硬化處理를 行하였으나, oil way 내부는 硬化處理가 되지 않았기 때문에 高周波 硬化층의 內徑部和 oil way와의 교차점에서 疲勞균열이 發生하였으므로 tufftriding(液體窒化)法에 依해 表面硬化를 實施

함으로서 oil way 內面에서 表面硬化시켜 疲勞 均열 發生을 방지할 수 있다.

그림 3의 경우는 비틀림 응력에 의한 軸方向의 表面均열 發生의 경우이므로 이 경우에는 表面均열이 없어질 때까지 表面을 깎아낸 후 肉盛 熔接方式으로 表面을 肉盛함으로서 表面硬化의 效果도 同時에 가져와, 疲勞強度를 向上시킬 수 있다.

表面이 있는 限은 均열은 發生하기 마련이므로 자주 점검하여 均열이 檢出되면 그 表面을 削除하는 것이 위의 ③의 方法이다. 削除後 熔接補修가 일반적으로 行하여 지나 경우에 따라서는 熔接補修를 行하면 오히려 疲勞強度가 低下하는 경우가 있으므로 注意를 要한다. 削除할 수 없는 큰 均열이 檢出되면 均열 先端에 구멍을 뚫어 應力集中을 완화시켜 均열을 防止시키는 方法도 있다.

以上 表面 削除의 方法을 더욱 發展시킨 것이 다음과 같은 수명 예측과 解析에 依한 fail safe design 기법이다.

(2) 疲勞수명의 예측과 解析

均열發生까지의 발생수명예측은 應力 또는 변형율에 의한 수명曲線(S-N曲線, $\Delta\epsilon-N$ 曲線)에 의해 예측이 可能하다. 先端이 둥근 缺陷을 갖는 경우에는 그 先端이 날카롭게 되어 있다고 가정한 가상均열의 應力세기계수 K_I 과 缺陷先端의 曲率半徑 ρ 로부터 缺陷先端에서의 最大應力 σ_{max} 은 다음과 같이 근사시킬 수 있다.

$$\sigma_{max} = \frac{2}{\pi} \cdot \frac{K_I}{\sqrt{\rho}} \cong K_I / \sqrt{\rho} \quad (1)$$

따라서 平滑材나 先端에 一定한 Rounding을 갖는 노치材의 S-N 曲線에 의해 發生수명을 예측할 수 있다.

일단 發生한 均열의 전파, 성장수명과정은 試驗材로 부터 구해진 均열전파 속도 식의 積分에 의해 계산되 루 있다. 均열전파속도가 잘 알려져 있는 Paris법칙으로 나타내어 지면 다음 식이 얻어진다.

$$da/dN = C(\Delta K)^m = C\{\Delta\sigma \cdot f(a)\}^m \quad (2)$$

式 (2)를 積分하면

$$\int_0^{N_f} (\Delta\sigma)^m dN = \frac{1}{C} \int_{a_0}^{a_f} f(a)^{-m} da \quad (3)$$

여기서 a_0, a_f 는 각각 $N=0, N=N_f$ 時의 均열 크기이다.

$\Delta\sigma$ 가 일정하면 式 (3)은

$$(\Delta\sigma)^m = N_f = \frac{1}{C} \int_{a_0}^{a_f} f(a)^{-m} da \quad (4)$$

여기서 ΔK 의 下限界値를 考慮하면 均열전파가 이루어 지기 위해서는 初期均열 a_0 에 대한 ΔK 값이 下限界 ΔK_{th} 값을 초과 하여야 한다.

$\Delta\sigma$ 가 一定치 않고 $\Delta\sigma_1$ 이 n_1 回, $\Delta\sigma_2$ 가 n_2 回 $\Delta\sigma_k$ 가 n_k 回 걸리는 경우의 式 (4)는

$$(\Delta\sigma_1)^m n_1 + (\Delta\sigma_2)^m n_2 + \dots + (\Delta\sigma_k)^m n_k = \frac{1}{C} \int_{a_0}^{a_f} f(a)^{-m} da \quad (5)$$

로 된다. 여기서 $\Delta\sigma$ 의 各 level $\Delta\sigma_i$ 에 對해서 N_i 값을 다음과 같이 定義하면

$$N_i = \frac{1}{(\Delta\sigma_i)^m} \cdot \frac{1}{C} \int_{a_0}^{a_f} f(a)^{-m} da \quad (6)$$

$i=1, 2, \dots, K$

式 (5)와 式 (6)을 舍하여 다음식이 얻어진다.

$$\frac{n_1}{N_1} + \frac{n_2}{N_2} + \dots + \frac{n_k}{N_k} = \frac{(\Delta\sigma_1)^m n_1 + (\Delta\sigma_2)^m n_2 + \dots + (\Delta\sigma_k)^m n_k}{\frac{1}{C} \int_{a_0}^{a_f} f(a)^{-m} da} \quad (7)$$

式 (7)은 「Miner법칙」이라고 불리우는 疲勞의 累積被害의 線形重疊 법칙이다. 실제 설계에서는 安全側을 고려하여 Miner법칙의 총합 값이 0.05 정도의 낮은 값을 取하는 경우가 많다⁽⁵⁾.

4.2 脆性破壞 防止를 위한 대책

(1) 材質 선정 方法

最近 급속히 發展한 破壞力學에서는 피로均열 先端이나 熔接缺陷 等の 應力 혹은 變形率 集中部의 K 值(stress intensity factor, 主로 K_I 值), COD 值(crack opening displacement) 혹은 J 積分 值 등이 그에 극히 가까운 근방 材 料의 K_c 值(critical value of K , 主로 K_{Ic}),

δ_c (critical value of COD), 혹은 J_c (critical value of J -integral)을 초과하면 破壞가 發生한다고 설명한다.

즉 K 值, COD值 혹은 J 積分値는 應力(變形率) 集中部の 기하학적 形狀, 크기 應力(變形率) 조건으로 부터 定해지는 物理量이며, K_c 值, δ_c 值, 혹은 J_c 值는 一種의 材料定數로 취급한다. 低溫脆性を 나타내는 材料에서는 溫度가 低下함과 더불어 K_c 值, δ_c 值, J_c 值가 작아지게 된다.

以上の 破壞力學的 觀點에서 船體나 海洋構造物에 있어 脆性破壞 防止를 위한 材質 선정 方法에 대해 以下에서 설명하고자 한다.

이 方法은 材料 및 構造物 內部에 제조과정 상 불가피하게 존재하는 缺陷을 許容하되, 脆性 破壞로 移行하기 以前에 檢出, 探知 및 補修하는 소위 fail safe design 기법이다.

船體나 海洋構造物에 使用되는 鋼板은 國際船級協會(IACS) 규칙 또는 各國의 船級協會規則(우리나라는 K, R規則)에 의해 靱性에 따라 grade별로 分類되어 있고, 또한 各 grade별로 各 設定溫度에 있어서의 V노치 charpy 흡수에너지가 規定되어 있다. 이러한 V노치 charpy 흡수에너지로 부터 船體나 海洋構造物의 材質 선정 順序는 다음과 같다.

① 船級協會規則에 따른 船殼材에 대한 V노치 흡수에너지의 規格値와 지금까지 축적되어 있는 破壞靱性 試驗結果로 부터 母材 및 熔接部에 대해 鋼種, grade, 板두께 및 溫度別로 各 各 最低 破壞靱性値(K_c , δ_c)를 推定한다.

② 설계조건(응력(설계응력과 용접잔류응력)), 最低使用溫度, 船體 shell plate에서의 實績을 기초로 한 想定(許容)균열 길이에 依해 船體 shell plate에 필요로 하는 破壞靱性値, 즉 要求破壞靱性値(K , δ)값을 설정한다.

③ 上記 ①의 最低破壞靱性値(K_c , δ_c)와 ②의 要求靱性(K , δ)와의 비교에 依해 shell plate의 鋼種, 용접법, grade, 使用應力 및 사용溫度별로 使用될 수 있는 最大 鋼板 두께, 즉 使用限界 板 두께를 결정한다.

표 1 K 概念을 적용할 경우 사용될 수 있는 鋼板 두께의 限界

(單位: mm)

鋼 種	Grade	使用應力 (Kgf/mm ²)	使用溫度 (°C)						
			0	-10	-20	-30	-40	-50	
軟 鋼	A'	0.8 σ_{yo}	—	—	—	—	—	—	
		0.4 σ_{yo}	30	20	10	—	—	—	
		0.2 σ_{yo}	50	50	40	25	15	—	
	B	0.8 σ_{yo}	—	—	—	—	—	—	
		0.4 σ_{yo}	50	40	25	10	—	—	
		0.2 σ_{yo}	50	50	50	45	30	15	
	D	0.8 σ_{yo}	15	—	—	—	—	—	
		0.4 σ_{yo}	50	50	45	30	15	—	
		0.2 σ_{yo}	50	50	50	50	50	30	
	E	0.8 σ_{yo}	50	50	35	25	10	—	
		0.4 σ_{yo}	50	50	50	50	50	50	
		0.2 σ_{yo}	50	50	50	50	50	50	
	降伏點 32Kgf/mm ² 級50키로級 高張力鋼	A32	0.8 σ_{yo}	—	—	—	—	—	—
			0.4 σ_{yo}	25	15	—	—	—	—
			0.2 σ_{yo}	50	50	30	20	10	—
D32		0.8 σ_{yo}	10	—	—	—	—	—	
		0.4 σ_{yo}	50	50	40	20	15	—	
		0.2 σ_{yo}	50	50	50	50	45	25	
E32		0.8 σ_{yo}	45	30	15	—	—	—	
		0.4 σ_{yo}	50	50	50	50	50	35	
		0.2 σ_{yo}	50	50	50	50	50	50	

以上の 方法은 板 두께가 破壞靱性値에 큰 영향을 미치기 때문에 板 두께를 중요한 매개 변수로 생각한 경우이다.

이상과 같은 方法에 따라 구한 船體用 鋼板 [母材 및 용접이음부의 본드部(入熱量 \leq 50KJ/cm)]의 使用될 수 있는 限界 板 두께의 예를 표 1 및 표 2에 보인다⁽¹⁾.

이 표에서 알 수 있는 바와 같이 설계응력(使用應力)이 높은 경우는 COD概念을 이용한 경우가 더 두꺼운 板材사용이 가능하나 설계응력이 낮은 경우는 그 반대로 나타나 있다. 現時點에서는 K 概念을 적용한 檢討 結果와 COD概念을 적용한 檢討 結果를 완전히 一致시키는 것은 곤란하다. 또한 실제 설계時點에서의 材質 선정時에는 溫度, 應力, 材料, 工作

표 2 COD概念을 적용할 경우의 사용될 수 있는 鋼板 두께의 限界

(單位 : mm)

鋼 種	Grade	使用應力 (Kgf/mm ²)	使用溫度 (°C)					
			0	-10	-20	-30	-40	-50
軟 鋼	A ¹	0.8σ _{yo}	15	10	—	—	—	—
		0.4σ _{yo}	35	30	20	10	—	—
		0.2σ _{yo}	50	40	30	20	15	—
	B	0.8σ _{yo}	20	15	10	—	—	—
		0.4σ _{yo}	45	35	25	15	10	—
		0.2σ _{yo}	50	50	35	25	20	10
	D	0.8σ _{yo}	30	20	10	—	—	—
		0.4σ _{yo}	50	40	30	20	15	10
		0.2σ _{yo}	50	50	45	36	25	15
	E	0.8σ _{yo}	50	40	30	20	15	—
		0.4σ _{yo}	50	50	50	45	35	25
		0.2σ _{yo}	50	50	50	50	45	35
降伏點 32Kgf/mm ² 級50키로級 高張力鋼	A32	0.8σ _{yo}	15	10	—	—	—	—
		0.4σ _{yo}	35	25	20	10	—	—
		0.2σ _{yo}	50	40	30	20	15	—
	D32	0.8σ _{yo}	30	20	10	—	—	—
		0.4σ _{yo}	50	45	35	25	15	10
		0.2σ _{yo}	50	50	45	35	25	15
	E32	0.8σ _{yo}	45	35	25	15	10	—
		0.4σ _{yo}	50	50	50	40	25	20
		0.2σ _{yo}	50	50	50	50	40	30

*表1, 2, 共히 용접時는 heat input ≤ 50kJ/cm

法의 개량, 發展 等を 綜合적으로 고려할 需要 가 있다.

(2) Crack arrester의 설치

船體 shell plate를 비롯한 大型構造物에 있어, 傳播하는 脆性균열의 動的 解析기술이 確立되어 있지 않는 現 단계로서는 crack arrester의 精確한 설계는 어려운 現象이다. 그러나 經驗의 知識에 입각하여 實際로 이용되고 있는 몇가지 型을 分類하면 다음과 같다.

① 傳播해 오는 균열의 進展力을 減少시킴으로 하여 균열을 停止시키는 형태

全 熔接으로 構造物을 組立하는 것이 아니고 중간에 river 接합부를 삼입함으로서 균열 進展力을 감소시킨다.

② 균열傳播에 대한 抵抗力이 높은 材料를 배치하여 전파해 오는 균열을 정지시키는 形態 最近에 破壞靱性이 탁월한 TMCP 鋼材의 出現으로 現在 船舶에 널리 利用되고 있다. 實船 shell plate에서의 脆性破壞例의 逆解析 結果로부터, 軟鋼板이나 HT50 鋼板을 대상으로 하는 경우, 균열전파부 幅 400~500mm 정도 의 試驗片에 대해 crack arrester로서 필요한 靱性值 K_{ca} 값은

$$K_{ca} \geq 600 \text{Kgf}\sqrt{\text{mm}}/\text{mm}^2 \quad (8)$$

로 계산되어 있다⁽⁶⁾.

또한 大型試驗片에 의한 脆性균열전파정지 試驗結果에 依하면

$$K_{ca} \geq 400 \text{Kgf}\sqrt{\text{mm}}/\text{mm}^2 \quad (9)$$

값을 만족하면 Crack arrester로서 有效하다고 認定되어 있다⁽⁷⁾.

以上과 같은 조건을 在來의 normalizing 처리한 鋼으로서는 충분하지 않으나 TMCP 鋼材의 경우는 -30°C 범위에서도 上述한 조건을 충분히 만족하기 때문에 TMCP 鋼材를 要素 要素에 배치 함으로서 crack arrester로서의 역할을 하게 할 수 있다⁽⁸⁾.

③ 균열進展力의 감소와 材料抵抗力의 增大를 同時에 實現시킨 形態構造物 要素에 T形 혹은 十字形 stiffner를 高靱性 材料를 使用하여 설치하든가, 板 中間에 groove를 加工하여 板 두께를 감소시켜 板 두께가 얇어짐으로 因해 破壞 mode를 變化시킴으로서 균열 진전을 停止시키는 形態이다.

이상의 方法들은 모두 「균열進展力」이 「材料의 抵抗力」以下가 되도록 하여 균열을 정지시키는 方法들이다.

5. 맺 음 말

以上에서 船舶, 해양구조물을 中心으로 破壞 損傷例, 破壞解析방법, 破壞의 방지대책에 대해 記述하였다.

실제 구조물의 破壞는 매우 복합적인 要因에 의해 發生되기 때문에 그 要因 分析이 쉽지 않

으나 최근들어 破壞力學, microfractography의 발달로 비교적 상세하게 破壞要因이 밝혀지게 되었다.

일단 破壞가 발생하면 그 사고를 case study하여 대책을 강구함으로서 같은 류의 사고發生率을 감소시킬 수 있다. 그러나 새로운性能을 갖춘 구조물, 특수한 환경에 사용되는 구조물등과 같이 이제까지 경험하지 못한 구조물의 경우에는 사고 발생율이 높아 질 수 밖에 없다.

이러한 구조물의 破壞를 방지하기 위해서는 보다 정확한 응력 또는 변형율 해석, 각종 현상을 재현한 시뮬레이션 시험법의 개발, 비파괴 검사기술의 개발과 더불어 재료개발에 병행되어야 할 것이다. 아울러 구조물의 殘存수명 예측 기술이 더욱 개발되어야 할 것이다.

參 考 文 獻

- (1) 矢島, 1984, “船舶, 海洋構造物の損傷とその對策”, 日本溶接學會誌, Vol. 53, No. 1, p. 14.
- (2) Kenneth Easterling, 1983, “Introduction to the Physical Metallurgy of Welding”, p. 203.
- (3) 井上, 1983, “事故解析の手法と問題點”, 日本溶接學會誌, Vol. 52, No. 4, p.29.
- (4) ASM, 1974, “Metals Hand Book”, Vol. 9, p. 43.
- (5) 川原, 1983, “疲労及び破壞現象への破壞力學の応用”, 日本溶接學會誌, Vol. 52, No. 3, p.11.
- (6) 矢島, 川原, 1982, “船舶の脆性龜裂事故の解析例”, 日本造船學會溶接研究委員會, 第一分科會資料, 1-550-82.
- (7) 日本構造研究協會 第193研究部會, 1985, “新製造法にする50キ口級高張力鋼の有効利用に関する研究總會報告書”, 日本造船研究協會報告書, 第100號.
- (8) 矢島, 外 5人, 1986, “TMCP(新制御圧延)型高張力鋼板の船舶”, 海洋構造物への有効利用 三菱工技報, Vol. 23, No. 4, p. 383.

