

연안역 해저구조물의 안전에 관한 연구

김 동 수 * · 김 창 제 **

A Study on the Safety of Sea Bed Structures in Coastal Area

Dong-Su Kim * · Chang-Je Kim **

E-mail : kimc@hanara.kmaritime.ac.kr

요 약

연안해역에 산업시설 및 생활기반시설이 집중됨에 따라 연안해역에는 선박교통량이 폭주하게 되었으며, 또한 송수관, 송유관, 가스파이프 라인 및 케이블 등 해저구조물의 건설이 증가하게 되었다. 해저침식에 의한 구조물의 노출, 닛의 투하에 의한 구조물의 충격 등 해저구조물이 손상을 받으면 막대한 인명 및 재산피해를 초래할 수가 있다. 따라서 이 연구는 조류에 의한 해저의 침식, 닛에 의한 해저충격력, 닛의 파주깊이를 현장 자료 등에 기초하여 해저구조물의 안전성을 평가한 것이다.

Abstract

In coastal area, there are various flows such as tidal currents, wind-induced currents, nearshore currents and so on, and also there is heavy traffic due to the numerous sailing vessels. The flows in coastal area bring in topographical changes through the accumulation/erosion on the sea bed.

Topographical changes on the sea bed affect the safety of vessels and sea bed structures because those make change of water depth and buried depth. Buried depth is one of major factors to define the striking force of anchor to sea bed structure.

When ship's anchor is dropped to the sea bed, the anchor strikes the sea bed and penetrates sea bed to the certain depth. In this case, sometimes structures on/under the sea bed may be damaged by strike or touch of anchor.

This study presents the qualitative method to predict the topographical changes by flows, and some approximate equations which calculate the striking force and the penetrating depth of anchor. This method and equations are applied to the Incheon bay to evaluate the safety of gas pipe buried in sea bed.

In results of the study, the sea bed gas pipe is safe from strike and penetrating depth of anchor, but continuous observation and caution is required because the erosion occurs in some places around the buried gas pipe. The results of this study are expected to be used as the design parameters of sea bed structures.

I. 서 론

최근에 산업시설 등이 연안해역에 집중되어 기존 항만의 확장 또는 신항만의 개발이 불가피하게 되었을 뿐만 아니라 상·하수관, 송유관, 가스파이프라인, 케이블 등 산업 또는 생활기반시설의 수요가 더욱 증가하였다. 연안해역에의 산업시설 및 인구의 집중과 항만의 개발은 해·륙 물동량의 증가를 유도하였으며, 물동량 증가에 따른 선박의 통항량 또한 계속

증가하고 있다. 선박의 통항량이 증가하면 흐름, 파랑 등 외력에 의한 항로이탈방지, 입출항 대기, 유류 수급 및 수리, 악천후로 인한 피항, 위험회피 동작 등을 위해 닛 정박 또는 비상투묘할 기회 또한 증가한다.

이러한 연안해역에는 여러 가지 해수의 흐름이 있다. 해수는 흐르지 않는 것 같이 보이나, 실제로는 다양한 원인에 의하여 흐른다. 해수의 흐름은 크게 나누어 해류(ocean current), 조류(tidal current), 연안류(nearshore current) 등이 있으며 실제의 연안해역

* 한국해양수산부

** 한국해양대학교

에 있어서는 해안지형, 기상 및 해상 등 지리적, 자연적인 환경에 따라 이들의 흐름이 복합되어 나타나는 경우가 많다.

해수의 흐름, 특히 연안해역에서의 흐름은 선박의 안전항행에 큰 영향을 미치며, 이 흐름 때문에 해저지형의 침식이나 퇴적이 발생되어 그 결과로 선박의 안전운항을 저해하는 경우도 있다. 즉, 유속의 공간적 불균형에 의해 발생하는 해저저질의 이동은 해저지형변화를 가져오며, 이는 그 해역의 수심 변화를 유발하고, 수심의 변화는 해수의 흐름에 영향을 주며, 이 과정을 반복하여 해저지형은 평형상태에 도달하며, 이 결과 발생한 해저지형변화는 통항선박의 안전을 저해할 수 있다.

연안해역에서의 해저지형변화는 그 해역을 이용하고자 하는 대상에 따라 서로 이해를 달리하는데 선박의 경우, 해저저질의 침식으로 인해 수심이 깊어질수록 항행에 있어 보다 안전한 항로를 확보할 수 있으며, 해저에 매설된 각종 케이블 또는 파이프의 경우는 해저저질이 퇴적되어 매설깊이가 증가할수록 여러 가지 불안 요소와 외부의 충격에 대하여 한층 나은 안정성을 유지할 수 있다. 또한, 해안에 묘사가 퇴적되어 해수욕장과 같은 공간이 형성되면 이러한 공간은 주민의 휴식처 역할을 담당할 수 있다. 이러한 해저지형변화는 그 해역의 탁월한 흐름에 의해 지배를 받기 때문에 해저지형변화를 예측할 수 있는 평가방법이 필요하다.

또한, 선박의 투묘에 의한 해저파이프나 해저케이블 등에 손상을 입히는 사고가 발생할 수 있는 빈도가 늘어날 것이며, 이러한 해저구조물의 손상은 막대한 인적·물적 피해를 초래할 수 있으므로 그 손상방지에 대한 적절한 대책이 필요하다.

이 연구에서는 연안해역의 해수유동모델에 의해 구한 유속의 공간구배를 이용하여 해저지형변화를 정성적으로 간단하게 예측할 수 있는 방법을 제안하고, 현장 자료를 기초로 하여 선박의 닻 정박 또는 비상투묘에 의한 닻의 해저충격력과 파주깊이를 평가함으로써 닻이 해저에 매설된 구조물에 미치는 영향을 고찰하고자 한다.

II. 조류에 의한 해저지형변화

앞 장에서 설명한 바와 같이 연안해역에서 해수의 흐름은 다양한 환경에 따라 복합적으로 나타난다. 파랑은 해수의 흐름에 영향을 미치지만 연안해역은 일반적으로 대부분이 복잡한 해안지형, 섬, 인공구조물 등에 의해 차폐되었기 때문에 파랑에 의한 흐름의 영향은 적을 것으로 판단된다. 또한, 태풍, 폭풍 등과 같은 일시적인 기상환경에 의한 흐름과 특수한 지리적인 환경

에 의한 흐름 등이 있으나 연안해역의 해수의 흐름에 지속적으로 영향을 주는 것은 조류라 할 수 있다.

조류는 주기가 긴 장파이며 연안해역의 수평스케일이 연직스케일에 비해 상당히 크기 때문에 일반적으로 조류를 연직방향으로 수심평균한 2차원 흐름으로 표현한다. 따라서, 이 연구에서는 수심평균유속을 이용하여 해저지형변화를 예측하고자 한다.

2.1 지배방정식

좌표계로서 Fig. 2.1과 같은 직교좌표계 (x, y, z) 를 사용한다. 여기에서 x, y 는 각각 가로방향, 세로방향의 수평축, z 는 평균해면을 원점으로 한 상방향이 양(+)인 연직축이고, u, v 및 w 는 각각 x, y 및 z 축 방향의 유속, η 는 수위변동, h 는 수심이다.

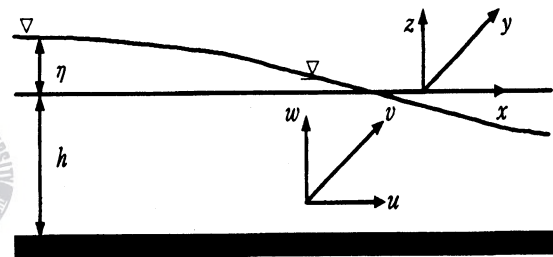


Fig. 2.1 Coordinate system

일반적으로, 조류와 같은 장파에 미치는 해면에서의 압력변동의 영향은 매우 작으며, 앞에서 언급한 바와 같이 연안해역은 대부분이 차폐영역이기 때문에 바람에 의한 응력은 작다. 따라서, 해면에서의 압력변동 및 바람에 의한 응력을 무시하고, 유체는 점성, 비압축성, 압력은 정수압분포라고 할 때, 2차원 조류모델링의 연속방정식(식 (2.1))과 운동방정식(식 (2.2)와 식 (2.3))은 다음과 같이 나타낼 수 있다 (Rahman, 1998).

$$\frac{\partial \eta}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x} [(\eta + h)U] + \frac{\partial}{\partial y} [(\eta + h)V] = 0 \quad (2.1)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial U}{\partial t} = & f_c V - g \frac{\partial \eta}{\partial x} - \tau_{bx} - \left(\frac{\partial U^2}{\partial x} + \frac{\partial UV}{\partial y} \right) \\ & + A_h \left(\frac{\partial^2 U}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 U}{\partial y^2} \right) \end{aligned} \quad (2.2)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial V}{\partial t} = & -f_c U - g \frac{\partial \eta}{\partial y} - \tau_{by} - \left(\frac{\partial UV}{\partial x} + \frac{\partial V^2}{\partial y} \right) \\ & + A_h \left(\frac{\partial^2 V}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 V}{\partial y^2} \right) \end{aligned} \quad (2.3)$$

여기에서 t 는 시간(초), f_c 는 코리올리 계수 ($=2\Omega \sin \phi$, Ω 는 지구자전각속도, ϕ 는 위도), g 는 중력가속도, τ_b 는 해저면전단응력, A_h 는 수평와 동점성계수이다. U (식 (2.4))와 V (식 (2.5))는 각각 유속 u 와 v 의 수심평균유속이다.

$$U = \frac{1}{\eta+h} \int_{-h}^{\eta} u \, dz \quad (2.4)$$

$$V = \frac{1}{\eta+h} \int_{-h}^{\eta} v \, dz \quad (2.5)$$

이 연구에서는 연속방정식(식 (2.1))과 운동방정식(식 (2.2)과 식 (2.3))을 유한 차분방정식으로 변환시키고 수치계산에 의해 각 격자점에서의 수심평균유속 U, V 와 수위변동 η 를 구한다.

2.2 해저지형변화

유속의 공간구배는 해저저질의 이동에 영향을 미치며, 결국 해저지형변화를 유발하는 중요한 요소이다. 합성수심평균유속 $V_T (= \sqrt{U^2 + V^2})$ 를 그 방향 r 에 따라 방향미분을 하면 유속의 공간구배 $\partial V_T / \partial r$ 는 다음 식으로 나타낼 수 있다(岩田好一朗 et al, 1994).

$$\frac{\partial V_T}{\partial r} = \frac{1}{V_T} \left\{ (U \frac{\partial U}{\partial x} + V \frac{\partial V}{\partial x}) \cos \theta + (U \frac{\partial U}{\partial y} + V \frac{\partial V}{\partial y}) \sin \theta \right\} \quad (2.6)$$

여기에서 $\theta = \tan^{-1}(V/U)$ 이다. 마찬가지로, 식 (2.6)은 유한 차분방정식으로 변환시키고 수치계산에 의해 각 격자점에서의 유속의 공간구배 $\partial V_T / \partial r$ 를 구한다.

흐름이 존재하면 그것이 미약할지라도 저질은 소류나 부유상태로 흐름방향으로 이동한다. 어떤 영역에 있어서 저질의 이동이 있어도 침식 및 퇴적은 저질의 출입량의 균형에 의해 결정된다. 저질의 연속식에서 y 방향의 물리량을 무시하고 x 방향만을 고려하면, 지형변화량 Δd (+는 침식, -는 퇴적)의 시간변화율 $\partial \Delta d / \partial t$ 는 다음과 같다(金, 1995).

$$\frac{\partial \Delta d}{\partial t} \sim \frac{\partial U}{\partial x} \quad (2.7)$$

식 (2.7)의 우변이 양(+인 경우 좌변의 지형변화량 Δd 는 시간의 경과와 함께 증가하는 것을 나타내며, 지형변화는 침식이 된다. 역으로, 우변이 음(-인 경우 지형변화는 퇴적이 된다. 따라서 다음 식이 성립된다.

$$\frac{\partial V_T}{\partial r} > 0 \quad : \quad \text{침식} \quad (2.8a)$$

$$\frac{\partial V_T}{\partial r} < 0 \quad : \quad \text{퇴적} \quad (2.8b)$$

그러므로, 앞에서 설명한 바와 같이 각 격자점에서의 유속의 공간구배 $\partial V_T / \partial r$ 를 구하고, 식 (2.8)을 이용하여 침식 또는 퇴적을 평가한다.

2.3 모델의 구성

이 연구에 사용된 모델은 2차원 수심평균 해수유동모델로서, 수치해석방법으로 유한차분법의 양해법을 채택하여, 시간에 관하여 전진차분(forward difference), 공간에 관하여 중앙차분(central difference), 즉 FTCS (Forward Time difference, Centered Space)를 적용하고, 수치계산에 있어서 staggered grid를 채용한다.

해안과 연안구조물의 경계는 고체 표면에서의 불투과(non-slip)조건을 적용하고, 해변경계는 $\eta_r(t) = A_i \cos(\omega_i t - \phi_i)$ 와 같이 임의의 시각 t 에 대한 각 분조의 조위변동으로 한다. 여기에서 A_i , ω_i 및 ϕ_i 는 각 분조의 진폭, 각속도 및 지각이다. 해저면경계는 초기입력 수심으로 하고, 개방경계는 대상해역경계에서 강제조위를 입력한다.

시간간격과 공간간격은 계산의 안정성과 해의 수렴성을 결정짓는 중요한 요소인데 다음과 같은 CFL(Courant-Friedrichs-Lewy)의 안정조건을 적용한다(Rahman, 1988).

$$\frac{\Delta s}{\Delta t} \geq \sqrt{2gh_{\max}} \quad (2.9)$$

여기에서 h_{\max} 는 대상해역에서 평균해수면을 고려한 최대수심이다.

이 장에서 사용한 해수유동모델의 계산과정을 요약하면 다음과 같다(Fig. 2.2 참조).

- (1) 초기화과정을 통해 수심 h , 수위변동 η 및 유속 U, V 를 초기화 한다.

- (2) 계산조건과 환경조건을 설정한다. 즉, 계산조건은 x, y 방향의 격자수, 시간간격, 격자간격, 최종계산시간, 출력시간간격 등이며, 환경조건은 격자의 수심(약최저저조면 기준), 평균해수면과 약최저저조면의 수위차, M2 분조의 특성 등이 있다.
- (3) 수평혼합항을 이용해 평활화 하고, 각 격자의 수위변동 η 와 U, V 를 계산하고, 각 격자의 U, V 값으로 유속의 공간구배 $\partial V_T / \partial r$ 를 계산한다.

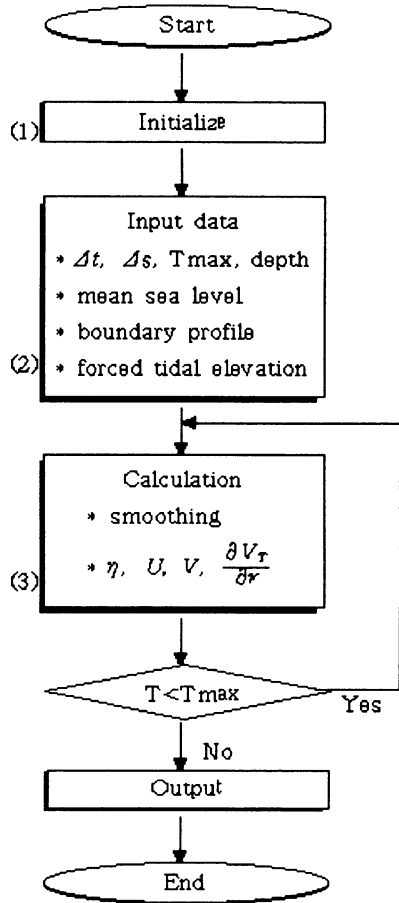


Fig. 2.2 Flow chart

계산에 있어서, 해지면 전단응력 τ_b 는 $\lambda \vec{V} | \vec{V} |$ ($\lambda = 0.0026$)(Dean and Dalrymple, 1984), 수평와동 점성계수 A_h 는 $10^6 \text{ cm}^2/\text{s}$ (과학기술처, 1970)으로 하였다. 또한, 식 (2.9)의 안정조건을 만족시키도록 Δs 는 100m, Δt 는 4초로 하였다.

Ⅲ. 닻이 해저에 미치는 영향

3.1 닻의 종류와 크기

닻의 종류에는 ASS형(Admiralty Standard Stockless anchor)과 AC 14형(Admiralty Cast type No.14) 등 일반상선용 닻과 브루스(Bruce)형, 댄포스(Danforth)형 등 계류 전용의 특수한 형상과 기능을 가진 특수형 닻이 있다.

닻의 크기(중량)는 선박의 의장수(Equipment number : E)에 따라서 결정되며 소형철선 및 목선을 제외한 일반 선박의 의장수 E 는 한국선급(Korean Register of Shipping : KR)의 '선급 및 강선 규칙(KR Rule) 제 2 편 선체의장 제 8 장 의장품과 의장수'에 다음과 같이 규정되어 있다.

$$E = \Delta^{\frac{2}{3}} + 2.0(f + h')B + 0.1A \quad (3.1)$$

여기에서

Δ 는 하기 만재흘수선에 대한 형배수량 (ton), f 는 건현(선체 중앙의 선측에 있어서 만재흘수선으로부터 최상층 전통 갑판보의 상면까지의 수직거리 : m), h' 는 최상층 갑판으로부터 너비가 선폭 $B(m)$ 의 1/4를 넘는 선루 또는 갑판실중 가장 높은 위치에 있는 것의 정부까지의 높이 (m), 이 높이의 측정에 있어서 현호 및 트림은 무시한다. 또한 너비가 $B/4$ 를 넘는 갑판실이 너비가 $B/4$ 를 넘지 않는 갑판실의 상부에 있을 경우에는 너비가 $B/4$ 이하인 갑판실의 높이는 산입하지 아니한다.

$$A = fL + \sum h'' I(m^2)$$

$\sum h'' I$ 는 최상층 전통갑판보다 상방에 있는 너비가 $B/4$ 를 넘고 높이가 1.5m 이상인 선루, 갑판실 또는 트렁크의 높이 $h''(m)$ 와 길이 $I(m)$ 를 곱한 것의 합. 다만, 수선간장 $L(m)$ 의 범위 이외에 대하여는 산입할 필요는 없다.

이 규칙은 닻의 종류와 상관없이 이 규칙에서 인정한 중량의 닻을 탑재하면 된다. 단, 고파주력의 닻일 경우 닻의 중량은 이 규칙에서 정한 값의 0.75 배로 할 수 있다(한국선급, 1999).

식 (3.1)을 선박의 재화중량톤수(Deadweight Tonnage : DWT)와 관련지어 실용상 간편하도록 실제선박자료를 기초로 하여 수정하면 다음 식이 된다.

$$W = 0.0316 (DWT)^{0.5126} \quad (3.2)$$

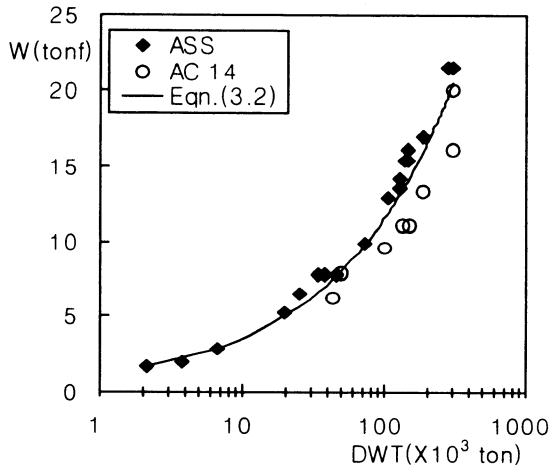


Fig. 3.1 Relationship of anchor weight and DWT of ship

위 식은 선박의 재화중량 톤수와 닻의 중량 W 의 관계(Fig. 3.1의 실선)를 나타낸 것으로 재화중량톤수 2,000톤에서 약 30만톤의 운항중인 선박 40척 이상을 대상으로 하여 최소자승법으로 구한 식이다.

일반적으로, 동일한 재화중량 톤수 선박에서 대체로 ASS형 닻이 AC 14형 닻보다 더 큰 중량을 가지며, 그 이유는 뒤에서 설명하는 바와 같이 ASS형 닻의 파주력이 AC 14형 닻의 파주력보다 더 작기때문이라고 추정할 수 있다.

3.2 닻의 낙하운동

닻의 낙하운동은 닻과 체인을 고려하여 그 운동을 평가해야 하나 닻이 낙하하면서 동시에 체인의 길이는 계속 증가하므로 비선형 방정식이 되며, 일반적으로 비선형 방정식의 해석하는 구하기 어려운 경우가 많다. 따라서 이 연구에서는 닻 단독의 자유 낙하운동을 고려하여 닻의 운동을 평가하고자 한다.

뉴턴의 제 2 법칙을 닻의 운동에 적용하면 다음 식이 된다.

$$m \frac{d^2 z}{dt^2} = \sum F = R - W_w \quad (3.3)$$

여기에서 m 은 닻의 질량(= W/g), W_w 는 닻의 수중중량, R 은 닻 낙하시의 해수저항이다.

식 (3.3)의 우변 제 1 항은 다음과 같이 나타낸다.

$$R = \frac{1}{2} \cdot C_D \cdot \rho_w \cdot A_a \cdot v_a^2 \quad (3.4)$$

여기에서 C_D 는 닻의 항력계수, ρ_w 은 해수의 밀도(104.7 kg · s²/m⁴), A_a 는 닻이 낙하시 유체저항을 받는 부분의 투영 면적, v_a 는 닻의 낙하속도이다. 또한, 식 (3.3)의 우변 제 2 항은 다음과 같이 나타낸다.

$$W_w = W \left(1 - \frac{\gamma_w}{\gamma_a}\right) \quad (3.5)$$

여기에서 γ_w 와 γ_a 는 각각 해수의 비중(일반적으로 1.025)과 닻의 비중(일반적으로 7.8)이다.

식 (3.4)와 (3.5)를 식 (3.3)에 대입하여 정리하면 다음 식이 된다.

$$\frac{W}{g} \frac{dv_a}{dt} = \frac{1}{2} \cdot C_D \cdot \rho_s \cdot A_a \cdot v_a^2 - W \left(1 - \frac{\gamma_w}{\gamma_a}\right) \quad (3.6)$$

위 식에서,

$$a = \sqrt{\frac{2W(1 - \gamma_w/\gamma_a)}{C_D \cdot \rho_s \cdot A_a}} \quad (3.7a)$$

$$b = \frac{2W}{g \cdot C_D \cdot \rho_s \cdot A_a} \quad (3.7b)$$

으로 정의하고, $t=0$ 일 때 $v_a=0$ 으로 하여 식 (3.6)을 풀면 닻의 낙하속도 v_a 를 얻는다.

$$v_a = -a \cdot \tanh\left(\frac{a}{b} t\right) \quad (3.8)$$

또한, 식 (3.8)을 이용하여 닻의 종단속도 V_a 를 다음과 같이 얻는다.

$$v_a(t \rightarrow \infty) = V_a = -a \quad (3.9)$$

식 (3.8)을 $t=0$ 일 때 $z=0$ 으로 하여 풀면 T 시간 동안의 낙하거리 l 은 다음 식과 같이 된다.

$$l = -b \cdot \ln \left[\cosh\left(a \cdot \frac{T}{b}\right) \right] \quad (3.10)$$

따라서, 식 (3.2), 식 (3.8)과 식(3.10)에서 선박의 재
화중량톤수로 닻의 중량 W 를, 항력계수 C_D , 닻의
투영면적 A_a 를 알면 낙하속도 v_a 와 낙하거리 l 이
구해진다.

3.3 닻의 해저충격력

자동차 또는 열차에 의한 활하중을 참고로 하여
투묘에 의한 해저지반의 충격력 W_s 를 다음과 같이
나타낼 수 있다.

$$W_s = W_w(1 + i) \quad (3.11)$$

여기에서 i 는 충격력 계수이며, 자동차 또는 열차
인 경우 0.5~1을 취한다(지중매설관의 조사, 1984).

한편, 닻에 의한 해저지반 충격력계수는 15~25 정
도로 추정되나(항만시설물설계기준서,1993) 이것을 대
상으로 한 연구성과는 거의 없다. 앞으로 투묘에 의
한 해저지반의 충격력을 정확히 평가하기 위한 지속
적인 연구·검토가 요구된다.

식 (3.11)에서 W_s 를 평균충격력이라 하면 식
(3.11)을 다음 식과 같이 나타낼 수 있다.

$$W_s = \frac{W_w}{g} \frac{v_a}{\Delta t} = W_w(1 + i) \quad (3.12)$$

여기에서 Δt_a 는 닻이 해저지반에 작용하는 시간
이다.

한편, 해저에 파이프라인이 매설되어 있을 때 파이프
라인의 단위길이당 작용하는 닻의 해저충격력은
다음과 같이 나타낸다(항만시설물설계기준서, 1993).

$$W_s = \frac{W_w D}{(L_c + 2H \tan \theta_1)(B_c + 2H \tan \theta_2)} (1 + i) \quad (3.13)$$

여기에서 D 는 해저파이프 또는 해저케이블의 직
경, L_c 는 닻 저부의 길이, B_c 는 닻 저부의 폭, H
는 시설물의 매설깊이, θ_1 및 θ_2 는 충격력의 분포각
으로 일반적으로 30° 가 사용된다.

이 식은 닻의 충격력이 닻의 낙하지점 하부와 낙하
지점으로부터 θ° 까지 전달됨을 나타낸다. 따라서 닻
저부의 길이 L_c 와 닻 저부의 폭 B_c 가 크면 충격력
의 분포는 커지지만 충격력은 상대적으로 작아진다.

Fig. 3.2에 실제선박자료를 바탕으로 닻의 중량 W 와
닻 저부의 길이 L_c 의 관계를 닻의 종류별로 나타낸다.

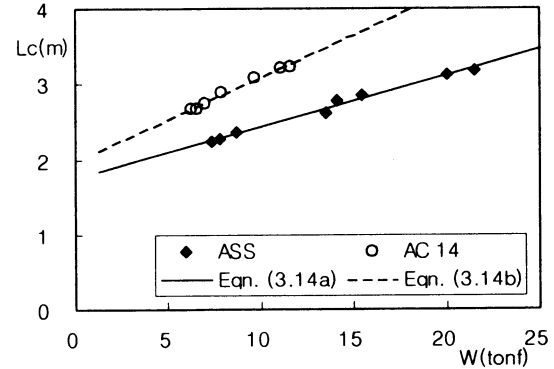


Fig. 3.2 Relationship between length of crown and weight of an anchor

닻의 중량에 비해 닻 저부의 길이는 AC 14형 닻
저부의 길이가 ASS형 닻 저부의 길이보다 크며, 다
음과 같은 식으로 근사할 수 있다.

$$L_c = 0.068 W + 1.764 \text{ (ASS형)} \quad (3.14a)$$

$$L_c = 0.112 W + 1.987 \text{ (AC 14형)} \quad (3.14b)$$

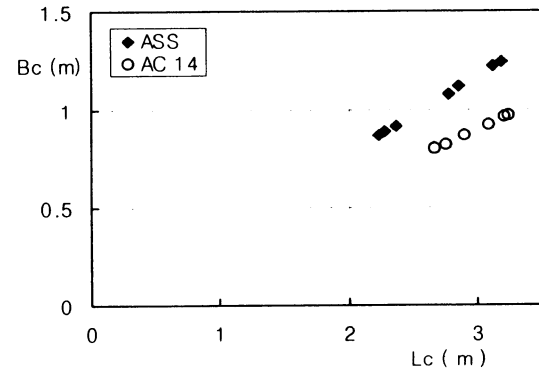


Fig. 3.3 Relationship between length and breadth of an anchor crown

Fig. 3.3에 실제선박자료를 바탕으로 닻 저부의
길기와 폭의 관계를 닻의 종류별로 나타낸다. 닻 저
부의 길이에 비해 ASS형 닻 저부의 폭이 AC 14형
닻 저부의 폭보다 크며, 이를 $B_c = 0.39L_c$ (ASS형),
 $B_c = 0.30L_c$ (AC 14형)으로 근사할 수 있다.

해저에 매설된 파이프라인의 충격에 대한 안전성

을 고려하여 식 (3.13)의 i 를 25로 취하고, 앞에서 설명한 닻 저부의 길이와 폭의 근사식을 식 (3.13)에 적용하여 정리하면 다음 식이 된다.

$$\frac{W_s}{W_w} = \frac{D}{L_c^2} \frac{26}{(1 + \frac{2H}{L_c} \tan 30^\circ)(0.39 + \frac{2H}{L_c} \tan 30^\circ)}$$

(ASS형) (3.15a)

$$\frac{W_s}{W_w} = \frac{D}{L_c^2} \frac{26}{(1 + \frac{2H}{L_c} \tan 30^\circ)(0.30 + \frac{2H}{L_c} \tan 30^\circ)}$$

(AC 14형) (3.15b)

Fig. 3.4a 및 Fig. 3.4b는 식 (3.15)의 H/L_c 를 파라메타로 하여 파이프라인의 단위 길이에 작용하는 무차원 충격력을 나타낸 것이다.

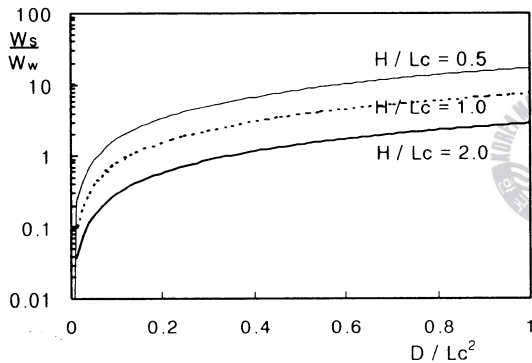


Fig. 3.4a Shock force acting on pipeline under the sea bed (ASS type)

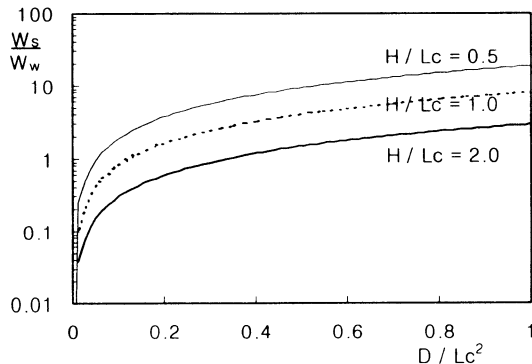


Fig. 3.4b Shock force acting on pipeline under the sea bed (AC 14 type)

Fig. 3.4a는 ASS형 닻의 경우, Fig. 3.4b는 AC 14형 닻의 경우이며, 파이프라인의 직경이 커질수록 파

이프라인의 단위길이에 작용하는 충격력의 기울기는 작아진다.

3.4 닻의 파주깊이

닻 정박시 또는 비상투묘시 닻은 해저에 낙하되어 해저저질을 파고 들어간다. 닻이 해저저질에 깊게 관입될수록 닻에 의한 파주력은 커진다. 그러나 닻의 체인, 관입시 닻의 회전 및 해저저질의 투수성 때문에 파주깊이는 제한을 받는다.

일반적으로 사용되는 ASS형 닻과 AC 14형 닻 중에서 AC 14형 닻은, 빌(bill)이 생크(shank)에 비해 상대적으로 길고 끝이 예리하며, 팜(palm)의 양끝이 길게 뻗어 있어서 파주할 때의 닻의 회전운동을 방지하기 때문에 파주깊이 및 파주력이 ASS형 닻에 비해 크다.

선박의 DWT에 따른 닻의 파주깊이를 산정하기 위한 닻의 파주력 F_1 는 다음과 같다.

$$F_1 = \lambda_1 DWT \quad (3.16)$$

또한 닻의 파주력은 닻에 수직으로 작용하는 저질의 압력면적 A_p 및 파주깊이 h_a 를 이용하여 다음 식으로 나타낼 수 있다.

$$F_1 \propto A_p h_a = \lambda_2 A_p h_a \quad (3.17)$$

식 (3.16)과 식 (3.17)을 등치하여 정리하면 다음 식이 된다.

$$h_a = \lambda_3 DWT \quad (3.18)$$

파주깊이 즉, 파주력이 큰 AC 14형 닻의 파주깊이에 관한 실험결과(井上, 欠田, et al. 1995)에서 닻이 회전하지 않고 파주할 때의 최대깊이는 shank 길이 (H_a)의 1/2이다.

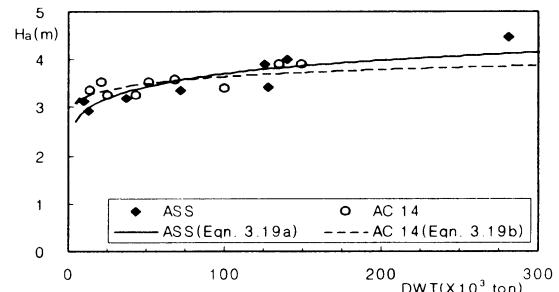


Fig. 3.5 Relationship of length of shank and DWT of ship

선박의 DWT에 따른 shank 길이를 Fig. 3.5에 나타낸다. 선박의 DWT에 따른 ASS형 닻과 AC 14형 닻의 shank 길이는 서로 비슷하다. 그림에서 실선은 ASS형 닻의 shank 길이, 단선은 AC 14형 닻의 shank 길이를 나타내며, 다음과 같이 최소자승법에 의해 근사할 수 있다.

$$H_a = 1.108 DWT^{0.1048} \text{ (ASS형)} \quad (3.19a)$$

$$H_a = 1.935 DWT^{0.0552} \text{ (AC 14형)} \quad (3.19b)$$

위의 선박의 DWT에 따른 shank 길이를 표현하는 식 (3.19)와 식 (3.18)의 h_a 를 $H_a/2$ 로 치환하여 정리하면 각 경우의 λ_3 를 알 수 있다. 결과적으로 닻의 파주깊이 h_a 는 다음과 같이 최소자승법에 의해 근사할 수 있다.

$$h_a = 0.554 DWT^{0.1048} \text{ (} \geq 50,000 DWT \text{)} \text{ (ASS형)} \quad (3.20a)$$

$$h_a = 0.968 DWT^{0.0552} \text{ (} \geq 50,000 DWT \text{)} \text{ (AC 14형)} \quad (3.20b)$$

식 (3.20)에서 선박의 DWT를 알면 닻의 종류에 따른 파주깊이 h_a 를 알 수 있다.

IV. 인천해역에의 적용

이 장에서는 해저 가스파이프라인이 매설된 인천 부근의 연안해역을 대상으로 해저지형변화를 예측하고, 가스파이프라인에 미치는 닻의 영향을 평가하고자 한다.

4.1 인천해역의 환경

4.1.1 자연환경

1) 조석

연안해역에서 조석은 대형선박의 통항시 안전수심 확보 측면에서 상당히 중요한 요소이다. 여유수심을 충분히 확보하지 못한 대형선박의 경우, 항해중 천수 효과에 의해 조타불능상태가 되는 경우도 있으며 때때로 비상투묘를 하는 경우에 해저 파이프라인의 안전성에 큰 영향을 미칠 수 있다.

인천항의 조차는 최대치가 약 10m에 달하고, 조석 형태수 $F = (H_k + H_o) / (H_m + H_s)$ 는 0.16~0.17로 반일 주조가 우세한 1일 2회귀조의 특성을 갖는다. 평균고조간격은 4시간 28분, 대조승 및 소조승은 각각

8.6m, 6.4m이다(한국항만수로지, 1994).

2) 조류

조류가 강할 때는 선박의 속력조절 또는 조타제어에 큰 지장을 초래하며 충돌 또는 좌초의 위험을 피하기 위한 비상투묘 등으로 해저 파이프라인의 안전성에 큰 영향을 미칠 수 있다. 인천해역에서는 창조류는 북향류이고, 낙조류는 남향류이다. 최강창조류는 주항로에서 대체로 저조후 0.4시에 시작하여 고조후 0.7시까지 약 6시간 30분간 흐른다. 최강유속은 평균대조기치 1.8~3.4kts에 이른다. 최강낙조류는 주항로에서 대체로 고조후 0.7시에 시작하여 저조후 0.4시까지 약 5시간 55분간 흐른다. 최강유속은 평균대조기치 2.3~4.4kts에 이른다(한국항만수로지, 1994).

3) 파랑

파랑 역시 조석 및 조류와 마찬가지로 선박운항에 큰 영향을 준다. 그러나, 앞에서 언급하였듯이 인천해역과 같은 연안해역은 대부분이 폐쇄된 차폐영역이기 때문에 파랑에 대한 영향은 적을 것으로 판단된다.

최근 10년(1986~1995)동안 인천해역의 유의파고 H_s 와 유의파주기 T_s 의 누년 월별평균값에서 월평균 유의파고는 30~110cm이며 일반적으로 10월경에 극소값, 1월경에 극대값을 갖는다. 월평균 유의파주기는 2.6~6.4s이며 극소값은 10월경, 극대값은 7월경에 출현한다(수로기술연보, 1986~1995). 파랑이 진행할 때, 굴절, 회절 등의 영향으로 만내 또는 차폐영역에서 주기는 거의 변하지 않으나 파고는 그림에서의 값보다 훨씬 작아질 것으로 예상된다.

파향의 경우, 남남서 및 서북서로부터의 파향이 탁월하며, 파고는 대부분 2m이내로 비교적 크지 않다(수로기술연보, 1986~1995).

4) 바람

바람이 강할 때는 선박의 속력조절 또는 조타제어에 큰 지장을 초래하며 충돌 또는 좌초의 위험을 피하기 위해 비상투묘 등으로 조석 및 조류의 경우와 마찬가지로 해저 파이프라인의 안전성에 큰 영향을 미칠 수 있다.

인천해역은 계절풍의 영향을 받아 동절기에는 북서계절풍이 하절기에는 남동계절풍이 탁월하지만, 지형적 영향으로 서북서풍(WNW)도 연중 많이 분다. 최근 10년간의 누년 월별 평균풍속은 2, 3 및 4월이 4.0m/s로 가장 크며, 9월이 2.5m/s로 가장 작다. 그리고 누년 월별 최대풍속은 10월과 6월이 각각 25.7m/s, 13.0m/s로 최대값, 최소값을 갖는다(기상연보, 1986~1995).

풍향별 발생 횟수 비율은 북서계열의 출현비율이 높다. 즉, 북서풍(NW)이 9.5%로 가장 많이 불며, 북동풍(NE)이 3.4%로 가장 적게 분다. 무풍의 출현 빈도는 1.2%이다(기상연보, 1986~1995).

한편, 남중국해 해역에서 발생하는 태풍은 일년에 한 두 차례씩 한반도를 내습하는데 이 때, 대부분의 선박은 항외로 피항하지만 피항시기를 맞추지 못한 일부 선박은 항내 또는 만내에서 닻을 끌면서 태풍에 저항한다. 이럴 경우 닻에 의해 해저 파이프라인은 손상을 입을 수 있다.

1959년부터 1993년까지 약 45년간 우리 나라 서해안에 영향을 미친 태풍은 총 17개이며 평균 2.65년에 한 번씩 태풍이 서해안에 영향을 주고 있다(기상연보, 1995).

5) 안개

안개는 선박의 항행 및 항만운영에 있어서 가장 큰 영향을 주는 요소들 중의 하나이며, 해상교통이 폭주하는 항내 또는 만 내에서 발생한 안개는 선박 충돌, 충돌방지를 위한 비상투묘, 또는 안개가 걷힐 때까지 닻 정박지 이외에서의 대기, 닻 정박 등에 의해 해저 가스파이프라인의 손상을 유발시킬 수 있다.

인천해역의 연간 안개발생일수는 약 48일이다. 7월과 9월에 각각 9.0일과 1.5일로 최대값 및 최소값을 갖는다. 대체로 3월에서 8월까지 많이 발생하나 2~3시간 이상 지속하는 경우는 드물다(기상연보, 1986~1995).

6) 해저지질

해저지질은 닻에 의한 충격량을 흡수 또는 전달, 지반세굴을 완화 또는 급진전시키는 역할과 밀접한 관련이 있다.

인천해역의 해저지질 분포는 해저면에서부터 해성 퇴적층, 풍화대층 및 기반암층 순서로 구성되어 있으며 퇴적층의 구성입자는 실트, 모래질 실트, 실트질 점토, 점토질 실트, 실트질 모래, 모래, 자갈 등이며 층 두께는 4~16m 정도이다. 영종도 쪽에서 인천북항까지 해저지질의 분포는 풍화암-풍화토-모래-경암-연암-풍화암-연암-점토의 순서로 분포되어 있다(인천북항 기초자료조사 및 평가용역보고서, 1996).

4.1.2 인적환경

1) 선박의 통항

인천해역은 가스운반선의 왕래가 빈번한 곳이며 가스운반선은 향후 계속하여 증가할 것으로 전망된다. 최근 4년간(1994년~1997년)의 인천항의 톤수별 연중 입항척수는 20,000척에서 24,000척이며, 500G/T에서 5,000G/T 사이의 입항선박이 가장 많고 항로통항량은 출항척수를 포함하면 그 두 배가 된다(인천광역시 해운항만 통계연보, 1997).

한편, 5만 G/T이상 대형선의 입항척수는 1997년 218척으로 가장 많고, 인천항은 대형선의 증가추세(55척/1년)가 현저하며, 5만 G/T이상 대형선의 항로통항량은 하루이에 약 1.2척이다.

또한, 가스파이프라인 매설된 작약도~울도간 해역에서 북항 유류접안시설을 이용하는 선박은 최대 75,000DWT급이다(해저관로 설계보고서, 1997).

2) 항만공사

항만공사는 주로 접안시설공사, 수역시설공사, 외곽시설공사, 보관시설공사, 기타시설공사 및 매립공사 등으로 분류할 수 있는데, 여기에서는 접안시설공사(부두시설), 수역시설공사(준설) 및 매립공사에 대하여 다루고자 한다.

인천항은 1996년에 필요선석은 이미 한계를 초과하였으며 소요선석은 2011년에 158선석으로 인천항의 선석부족이 상당히 심각하다. 이런 이유로 현재 진행되거나 진행예정인 항만공사는 부두공사의 경우, 유류, 목재, 고철, 양곡, 모래 등의 처리를 위한 6선석, 매립공사의 경우, 부지매립 29,300,000 m², 남항 정비계획에 따른 준설과 매립, 기타 호안 13,596m, 방파제 2,300m 등이 있다(인천북항 기초자료조사 및 평가용역, 1996).

인천북항 부근해역은 전체적으로 퇴적이 일어나는 해역이다. 인천북항 부근해역의 퇴적두께는 5.2~6.3cm/year이며 항만공사 등이 끝나면 인천북항 부근해역은 2.8~3.6cm/year의 퇴적율이 예상되며 여전히 퇴적이 진행될 것으로 전망된다(해저관로의 유지보수 기술연구, 1999).

4.1.3 해저배관

울도와 영종도를 연결하는 약 2,260m 길이의 가스파이프라인이 매설되어 있다. 가스파이프라인은 지역에 따라 해저 1.5m~4.0m 깊이에 매설되어 있으며, 울도와 작약도 사이의 주항로 구간(Fig. 4.3 참조)에 해저 4.0m 깊이에 매설되어 있다(해저관로의 유지보수 기술연구, 1999).

Table 4.1은 인천해역에 매설된 가스파이프라인의 치수 등을 나타낸다. 가스파이프라인의 두께를 포함한 외경은 76.2cm이며, 외부코팅을 포함한 가스파이프라인의 전체 직경은 90.9cm이다.

Table 4.1 Dimension of gas pipeline under the sea bed

Gas pipe	Outer diameter(D)	76.2cm
	Thickness	1.75cm
Anti-corrosion coating	Thickness	0.35cm
Concrete coating	Thickness	7.0cm

4.2 해저지형변화

Table 4.2에 연구해역의 주요 4분조 조석조화상수를 나타낸다(한국항만수로지, 1994). Table. 4.2에서 인천해역의 조석형태수를 계산한 결과 약 0.17으로 이 해역은 주태음 반일주조(M_2)와 주태양 반일주조(S_2)가 우세한 해역이다. 따라서, 이 연구에서는 평균대조기 유속을 재현하기 위해 $M_2 + S_2$ 의 진폭을 강제조위로 설정한다.

Table 4.2 The characteristics of four major tidal constituents

Tidal constituent	Height(cm)	Phase lag(°)
M_2	290.0	130.0
S_2	113.3	180.9
K_1	38.9	297.8
O_1	29.3	267.6

Table 4.3은 모델의 입력자료이다. 이 연구에서는 아래와 같은 계산조건을 설정하고, 초기조건으로서 모든 격자점의 수위를 0으로 하여 계산을 수행하였다. 유속 및 조위의 계산결과 2조석주기후 안정상태에 도달하였으며, 그 후 1조석주기동안의 계산결과를 이용하여 해저지형변화를 예측하였다.

Table 4.3 Input data for tidal current modeling

공간간격 (Δs)	100m (165×98개)
시간간격 (Δt)	4 초
수심	한국해도 No.338
총계산시간	36시간(3주기)
개방경계조건(조위)	403.3cm ($M_2 + S_2$)

Fig. 4.1에 대상해역과 계산영역을 나타낸다. 계산영역은 남북방향으로 신불도 남단에서 영종도 북단까지이며, 동서방향으로 신불도 석산곶에서 인천북항까지의 연안해역이다.

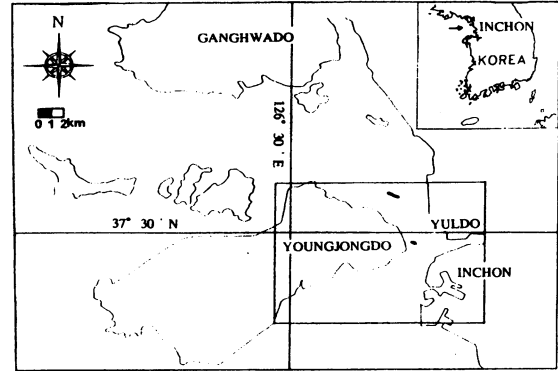


Fig. 4.1 Geographic map of the study area

Fig. 4.2에 대상해역을 100m 등방격자로 동서방향과 남북방향으로 165×98개의 격자로 구성하여 나타내었다. 그림에서 울도 서측의 이중단선은 이전 해안선(실선)으로부터 확장·매립한 현재의 해안선 구조이다. 또한 A지점은 파이프라인이 매설된 지점으로 선박통항량이 많은 주항로이며, C-1, C-2지점은 위에서 설명하는 조류관측지점이다.

Fig. 4.3에 대상해역의 초기입력수심을 나타낸다. 선박의 항행수로(작약도의 남쪽 및 북동쪽의 수심이 깊은 곳)는 약 10~20m의 수심분포를 나타내지만 영종도의 북부해역과 남부해역은 비교적 수심이 얕으며 수심의 변화가 완만한 해역이다.

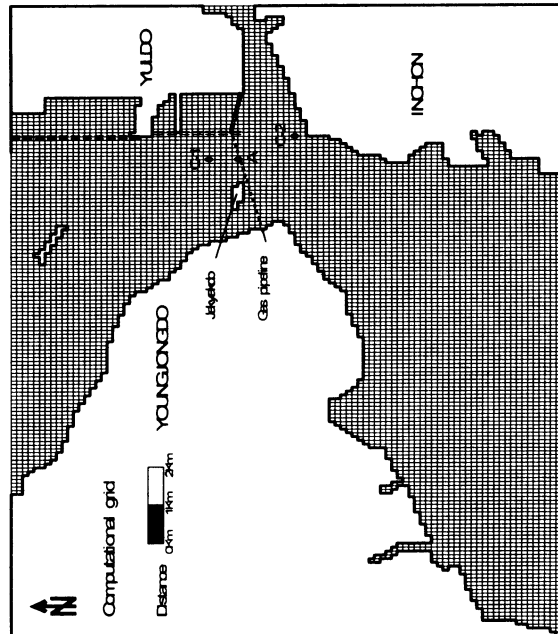


Fig. 4.2 Computational grid for tidal modeling

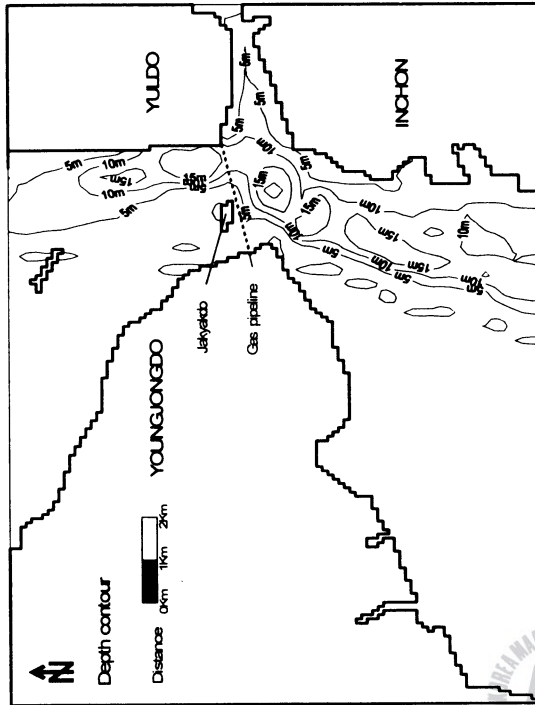


Fig. 4.3 Depth contour by initial data

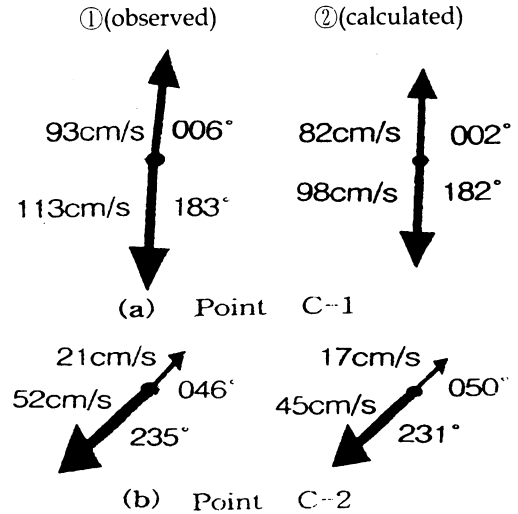


Fig. 4.4 Comparison between observed and calculated currents

Fig. 4.5와 Fig. 4.6은 각각 최강창조류와 최강낙조류의 계산결과이다. 전해역에서 최강창조류는 북향류이며, 최강낙조류는 남향류이다. 영종도의 동단부를

Fig. 4.4에 인천북항 입·출항로 부근 C-1지점 (37° 29'9" N, 126° 36'0" E)과 C-2지점(37° 29'1" N, 126° 36'3" E)에서의 관측자료 ①과 계산결과 ②를 비교하여 나타내었다. 그 결과 ②의 최강창조류와 최강낙조류시 유속은 관측자료 ①의 그것에 비해 상대적으로 C-1지점에서 약 13%, C-2지점에서 약 16%이고, 유향은 C-1지점과 C-2지점에서 최대 40의 차이를 나타낸다.

여기서 관측자료 ①(인천북항 기초자료조사 및 평가용역, 1996)은 각 지점에서 3층(표층, 중층과 저층)의 평균대조기 최강유속과 유향을 평균한 것이며, 계산결과 ②는 관측 당시의 인천해역의 해안선 구조(Fig. 4.2 울도의 실선 해안)를 고려하여 계산한 것이다.

관측자료와 계산결과 사이의 차이는 위에서 설명한 바와 같이 ①은 불연속적인 3층의 평균치이며, ②는 연속적으로 계산한 수심평균유속이기 때문으로 판단된다.

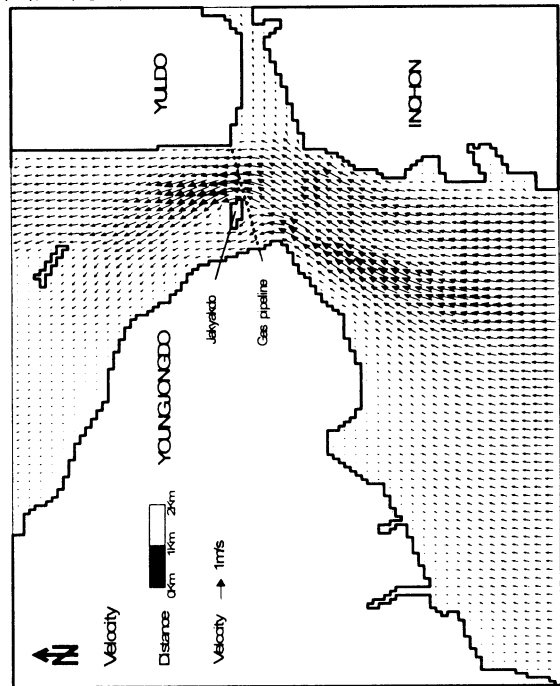


Fig. 4.5 Velocity chart at spring tide current

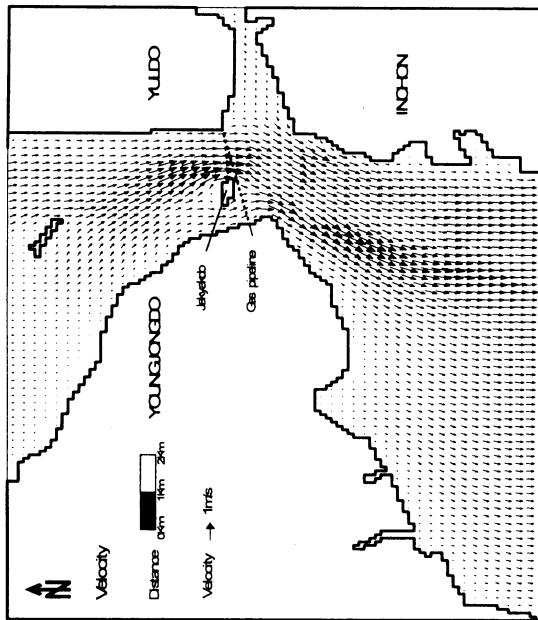


Fig. 4.6 Velocity chart at neap tide current

기준으로 영종도 해안선을 따라 최강장조류는 남부에서 북동향, 북부에서 북서향을 나타내며 최강낙조류는 남부에서 남서향, 북부에서 남동향을 나타낸다. 수심평균유속은 수심이 깊은 항로의 중앙과 영종도 북부와 남부의 항로 경계지점과 같이 수심의 변화가 큰 곳에서 크다. 대상해역에서 최강유속은 창조시 약 2.2kts, 낙조시 약 2.7kts으로 나타난다.

한편, 가스파이프라인이 매설된 A지점(Fig. 4.2 참조)에서 최강유속의 크기는 창조시 2.0kts이며, 낙조시 2.7kts으로 낙조시 유속이 크게 나타난다. 창·낙조시에 있어서 A지점의 유속의 공간구배 $\partial V_T / \partial r$ 는 최강창·낙조시 (+)이므로 위에서 설명하는 바와 같이 최강창·낙조시 A지점은 침식될 것으로 예측된다(식 (2.8)참조).

Fig. 4.7은 앞에서 설명한 바와 같이 인천해역에서 우세한 $M_2 + S_2$ 분조를 이용하여 수치계산 결과로부터 얻은 유속으로 그 공간구배를 구하여 대상해역의 해저지형변화를 예측한 것이다.

유속의 공간구배는 1조석주기 동안 각 격자점의 공간구배를 합산한 것이며, 이 공간구배에 의해 해저저질의 침식 또는 퇴적을 예측할 수 있다(金, 1995). 그림에서 흰색부분은 해저저질의 침식이 예상되는 해역이며, 회색부분은 해저저질의 퇴적이 예상되는 해역이다. 가스파이프라인이 매설된 해역에서, 작약도~울도구간의 해저(A지점 부근)는 침식이 예상되므로 이 해역의 가스파이프라인의 안전에 지속적인 경계가 필요하다.

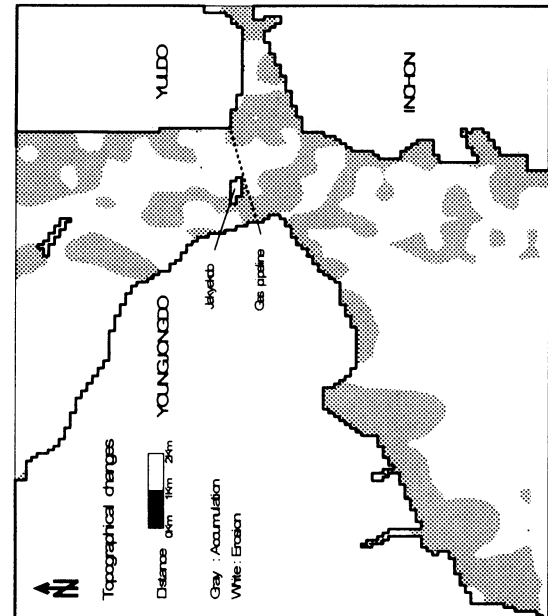


Fig. 4.7 Prediction for topographical changes on the sea bed

4.3 닻의 해저충격력

투묘시 닻의 해저충격력은 파이프라인의 안전에 큰 영향을 미칠 수 있다. 인천해역해저에 매설된 가스파이프라인은 매설깊이 1m, 충격력계수 $i = 25$ 일 때 닻의 수중중량 31.6tonf이하인 경우 닻의 해저충격력으로부터 안전하다(해저관로의 유지보수 기술연구, 1999). 즉, 닻의 수중중량 31.6tonf에 의한 해저충격력이 가스파이프라인의 최대허용충격력이다. 그래서, 닻의 수중중량(31.6tonf)을 식 (3.5), 식 (3.14)와 식 (3.15)에 대입하여 풀면, 가스파이프라인의 최대허용충격력을 약 493.3kgf/cm으로 추산할 수 있다.

Fig. 4.8에 가스파이프라인의 최대허용충격력과 이 연구에서 제안한 선박의 DWT에 의한 닻의 최대해저충격력을 나타낸다. 그림에서 점선은 최대허용충격력(493.3kgf/cm), 실선은 ASS형 닻의 최대해저충격력(식 (3.15a)), 단선은 AC 14형 닻의 최대해저충격력(식 (3.15b)), 일점쇄선은 울도 유류접안시설을 이용하는 최대통항선인 75,000DWT급 선박을 나타낸 것이다. 이 경우, 가스파이프라인의 매설깊이는 1m, 충격력계수 $i = 25$ 로 하였다.

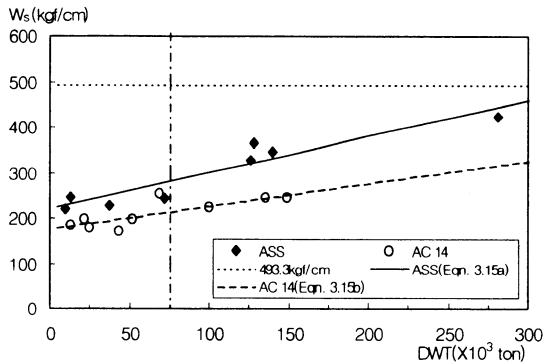


Fig. 4.8 Relationship of anchor strike and DWT of ship(H=1m, i=25)

그림에서 75,000DWT급 선박에 탑재된 닻의 최대 해저충격력은 매설깊이 1m일 때의 가스파이프라인의 최대허용충격력보다 작으며, 가스파이프라인은 인천해역의 통항선박에 탑재된 닻의 해저충격력에 대해 안전하다고 판단된다.

일반적으로 동일한 중량의 닻에서 ASS형 닻 저부의 면적이 AC 14형 닻 저부의 면적보다 작기 때문에(Fig. 3.2 및 Fig. 3.3 참조), ASS형 닻의 해저충격력이 AC 14형 닻의 해저충격력보다 크다.

한편, 매설된 가스파이프라인이라 하더라도 시간이 경과하면 침식이 진행되고, 매설깊이가 더욱 감소되어 가스파이프라인에 작용하는 닻의 충격력이 커질 가능성이 있다.

4.4 닻의 파주깊이

투묘시 닻의 파주깊이는 파이프라인의 안전에 큰 영향을 미칠 수 있다. 특히, 비상투묘에 의해 파이프라인이 손상 또는 절단되는 사례도 발생한다. 앞 장에서 설명한 바와 같이, 파주깊이는 주로 닻의 shank 길이에 의해 좌우되며, 일반적으로 동일한 DWT에 의한 ASS형 닻과 AC 14형 닻의 shank 길이는 서로 비슷하므로(Fig. 3.5 참조) 이 연구에서는 앞 장에서 제안한 선박의 DWT에 의한 닻의 최대파주깊이를 구하기로 한다.

Fig. 4.9에 가스파이프라인의 매설깊이와 선박의 DWT에 의한 닻의 최대파주깊이를 나타낸다. 그림에서 점선은 가스파이프라인의 매설깊이(4m), 실선은 ASS형 닻의 최대파주깊이(식 (3.20a)), 단선은 AC 14형 닻의 최대파주깊이(식 (3.20b)), 일점쇄선은 울도 유류접안시설을 이용하는 최대통항선인 75,000DWT급 선박을 나타낸 것이다.

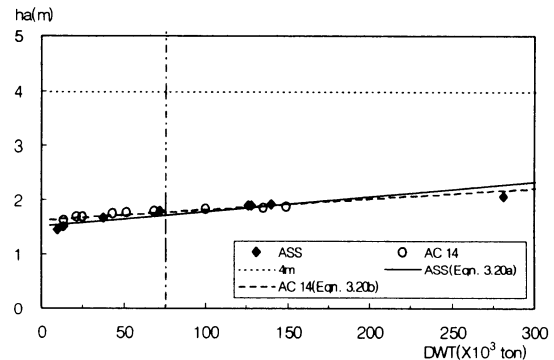


Fig. 4.9 Relationship of max. penetrated depth and DWT of ship

그림에서 75,000DWT급 선박에 탑재된 닻의 최대파주깊이는 매설깊이 (4m)보다 작으며, 가스파이프라인은 인천해역의 통항선박에 탑재된 닻의 파주깊이에 대해 안전하다고 판단된다.

한편, 매설된 가스파이프라인이라 하더라도 시간이 경과하면 침식이 진행되고, 매설깊이가 더욱 감소되어 닻의 최대파주깊이에 의한 가스파이프라인의 손상사고가 늘어날 가능성이 있으며, 인천해역 가스파이프라인의 매설깊이가 약 1.8m(75,000DWT급 선박인 경우)이하로 되면 가스파이프라인은 닻에 의해 손상을 입을 우려가 있다.

V. 결 론

이상에서 살펴 본 바와 같이, 이 연구는 해저 가스파이프라인이 매설된 인천해역에서 조류를 연직방향으로 수심평균한 2차원의 흐름으로 계산하고, 그 유속으로 해저지형변화를 예측하였다. 또한, 실제선박 자료를 바탕으로 닻에 의한 해저충격력과 파주깊이를 구하는 실용상 간편한 방법을 제안하고, 이를 인천해역의 가스파이프라인에 적용하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

- 1) 해수유동모델의 계산결과 대상해역에서 최강 유속은 최강창조류시 약 2.2kts, 최강낙조류시 약 2.8kts으로 나타난다.
- 2) 유속의 공간구배를 이용하여 해저지형변화를 계산한 결과, 작약도~울도 구간에 매설된 가스파이프라인의 중앙부해역에서 해저침식이 예상된다.
- 3) 선박의 재화중량톤수로 닻의 중량, 해저충격력과 파주깊이를 계산할 수 있는 실용적인 간편한 방법을 제안하였다.

- 4) 위에서 제안한 방법을 대상해역에 적용한 결과 인천해역의 가스파이프라인은 인천해역의 통항선박에 탑재된 닻의 해저충격력과 파주깊이에 대해 안전하나, 해저침식이 진행되는 지역의 가스파이프라인은 닻에 의한 손상이 우려되므로 지속적인 경계와 주의가 요구된다.

앞으로 이 연구결과는 연안해역에서의 선박의 추천항로 지정, 항로의 준설 및 관리계획 등과 해저파이프·케이블 등의 크기(직경), 매설깊이 등의 설계 및 안전성 평가에 기초자료를 제공할 것으로 본다. 향후 연구과제로는 가변경계설정, 유속의 연직분포, 해저저질 침식량의 정량적 평가를 고려할 필요가 있으며, 닻의 충격력과 파주깊이를 실험에 의해 검증한 결과를 도입하여 해저구조물의 안정성 평가를 향상시킬 필요가 있다.

참 고 문 헌

- [1] 과학기술, 지중매설관의 조사, pp. 301~304, 1984.
- [2] 과학기술처, 인천외항 안정성에 대한 조사연구, 제1단계-조류조사, MOST-USAID, Res, Project, TF 69-10, 69p, 1970.
- [3] 국립 해양조사원, 수로기술연보, 1986~1995.
- [4] 기상청, 기상연보, 1986~1995.
- [5] 이석우, 한국항만수리지, pp. 1~22, 1994.
- [6] 인천지방 해양수산청, 인천광역시 해운항만 통계연보, 157p, 1997.
- [7] 한국가스공사, 해저관로 설계보고서, pp. 118~120, 1997.
- [8] 한국가스공사, 인천북항 기초자료조사 및 평가용역 보고서, 623p, 1996.
- [9] 한국가스공사, 해저관로의 유지보수 기술연구, 315p, 1999.
- [10] 한국선급, 선급 및 강선 규칙, 1999.
- [11] 해양수산청, 항만시설물설계기준서, pp.522~535, 1993.
- [12] Dean, R. G. and R. A. Dalrymple, Water wave mechanics for engineers and scientist, pp. 261~283, 1984.
- [13] Rahman, M, Topics in engineering - The hydrodynamics of waves and Tide, with applications, pp. 206~245, 1998.
- [14] 金呂濟, 波による複數の大口徑圓筒構造物基部周邊の局所洗掘に關する基礎的研究, 名古屋大學大學院 工學博士學位論文, pp 82~91, 1995.
- [15] 岩田好一朗・宮池克人・金呂濟・今井聰, 二基の大口徑圓筒構造物周邊の局所洗掘の發生領域の豫測に關する一檢討, 海洋開發論文集, Vol. 10, 土木學會, pp. 79~84, 1994.
- [16] 井上斤久三・宇佐美 茂・橋 秀幸, AC14型 アンカ一の走錨舉動に關する模型實驗, 日本航海學會誌, Vol. 92, pp. 223~230, 1995.

IMT-2000 단말기용 저잡음증폭기의 구현에 관한 연구

전중성*, 유치환**, 김동일**

A Study on the Fabrication of the Low Noise Amplifier for IMT-2000 Front-end Receiver

Joong Sung Jeon*, Chee Hwan Yu**, Dong Il Kim**

E-mail : jsjeon@hanara.kmaritime.ac.kr

요 약

본 논문에서는 IMT-2000(International Mobile Telecommunication-2000) 휴대용 단말기 수신주파수인 2.13 ~ 2.16 GHz 대역의 저잡음 증폭기를 직렬피드백과 저항결합회로를 이용하여 설계·구현하였다. 소스 리드에 부가된 직렬피드백은 증폭기의 저잡음 특성을 유지하면서 동시에 입력 반사계수를 작게 하고, 또한 대역 내의 안정성을 향상시키는 역할을 하였다. 저항결합회로는 저주파 영역의 신호를 정합 회로내의 저항을 통해 소모시킴으로써 저잡음증폭기의 설계시 입력단 정합에 용이하였다. 저잡음증폭기의 설계·제작에서 저잡음증폭단에는 HP사의 GaAs FET인 ATF-10136을, 이득증폭단에는 Mini-Circuit사의 내부 정합된 MMIC인 VNA-25를 사용하였다. 전원회로는 자기 바이어스회로를 사용하였고, 유전을 3.5인 테프론 기판 상에 장착하였다. 이렇게 제작된 저잡음증폭기는 대역 내에서 30 dB 이상의 이득과 0.7 dB 이하의 잡음지수, P1dB 17 dB 이상, 그리고 입·출력 정재파비가 1.5:1 이하인 특성을 나타내었다.



This paper presents the fabrication of the LNA which is operating at 2.13~2.16 GHz for IMT-2000 front-end receiver using series feedback and resistive decoupling circuit. Series feedback added to the source lead of a transistor keep the low noise characteristics and drop the input reflection coefficient of amplifier simultaneously. Also, it increases the stability of the LNA. Resistive decoupling circuit is suitable for input stage matching because a signal at low frequency is dissipated by a resistor in the matching network. The amplifier consist of GaAs FET ATF-10136 for low noise stage and VNA-25 which is internally matched MMIC for high gain stage. The amplifier is fabricated with both the RF circuits and self bias circuit on the Teflon substrate with 3.5 permittivity. The measured results of the LNA which is fabricated using above design technique are presented more than 30 dB in gain, P1dB 17 dB and less than 0.7 dB in noise figure, less than 1.5 in input and output VSWR.

I. 서론

최근 가입자 및 그 이용량이 폭발적으로 증가하고 있는 PCS, Cellular 등의 이동통신 서비스를 비롯해 현대 문명의 핵심이라 할 수 있는 정보화 시대가 전개되고 있으며, 무선통신 기술은 이의 근간을 이루고 있다. 무선통신은 전파를 매개체로 한다는 특성 때문에 공간상 제약의 극복, 설비의 경제성과 이용가능성의 증대 등으로 무선 서비스의 수요가 증가하고 있는 추세에 있고 이에 따라서 무선 설비의 수요도 증가하고 있다[1]~[2].

이동통신 서비스를 구성하는 무선 설비에는 기지국, 중계기 등을 비롯한 개인 휴대용 단말기가 있으며, 이들의 수신부에는 저잡음증폭기가 포함된다. 또한, 차세대 이동통신으로 각광받고 있는 IMT-2000의 상용화로 특성이 우수한 LNA, HPA 등의 RF 소자 개발의 필요성이 요구되고 있다.

저잡음증폭기의 중요성은 그 응용분야에 따라 다른데, 그림 1 (a)의 위성 수신기와 같은 시스템에서 저잡음증폭기는 안테나에 직접 연결되므로 증폭기의 입력정합은 상대적으로 큰 입력 부정합을 감수하면서 최소 잡음지수를 달성하기 위해 설계되어야 하며,

* 한국해양대학교 해사산업연구소

** 한국해양대학교 전파공학과

전체 시스템의 성능은 본질적으로 입력 부정합에 의한 영향을 받지 않는다. 그림 1 (b)와 같은 Full Duplexer 시스템에서는 송·수신부가 안테나를 공유한다. 예를 들어, CDMA 휴대용 단말기에서는 듀플렉스가 안테나에서 송수신 대역을 분리하며, 저잡음 증폭기의 부정합에 의해서 필터의 성능이 저하될 수 있고 시스템 성능이 나빠질 수 있다. 이런 상황에서는 최소잡음 뿐만 아니라 낮은 정재파비를 위해 입력 정합으로 설계하는 것이 바람직하다.

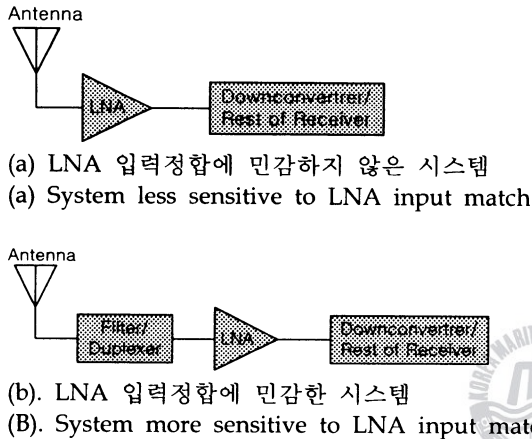


그림 1. 두 가지 LNA의 구현
Fig. 1. Two LNA implementations

따라서, 본 연구에서는 잡음 특성과 입·출력 정재파비 특성을 동시에 만족시키기 위하여 저잡음증폭단에 사용되는 소자의 소스 리드에 직렬로 인덕터를 추가하는 방법을 사용하였다.

또한, 제작에 사용된 GaAs FET는 사용주파수 대역에서 부분적인 불안정성을 가지는 문제점이 있으므로 입력 정재파비와 잡음 특성에 영향을 미치지 않는 범위에서 직렬 피드백의 값을 조정하여 사용주파수 대역 내에서 무조건적인 안정화를 이루도록 설계하였다. 일반적으로 저잡음증폭기의 설계시 저주파 대역에서는 정합회로가 잡음 또는 FET 자체의 불안정한 저주파 특성으로 인하여 증폭기의 발전을 유발시키므로 이러한 문제점을 해결하기 위하여 저항 결합회로를 사용하여 입력단 정합회로를 설계하였으며, 이를 이용하여 IMT-2000 휴대용 단말기 수신주파수인 2.13~2.16 GHz 대역에서 초고주파용 수신장치로 사용될 수 있는 저잡음 증폭기를 유전율 3.5, 두께 0.5 mm인 테프론 기판을 사용하여 설계·제작하였다. 측정 결과는 설계 사양과 잘 일치하는 것으로서 제작된 저잡음 증폭기는 IMT-2000, PCS용 기지국 및 중계기 등의 수신부에 널리 활용될 수 있을 것이다.

II. 회로 설계 이론

저잡음증폭기는 안테나로부터 수신된 미약한 신호를 증폭시켜 수신감도를 향상시키는 증폭기로서 요구되는 성능에 따라 잡음 특성, 이득 및 역압점이 결정된다. 저잡음 증폭단의 설계에 있어 입력단의 설계는 저잡음 특성에 비중을 두게 되며 출력단은 이득에 비중을 두어 설계하게 된다. 회로의 설계를 위해서는 우선 사용하려는 저잡음 능동소자인 HP사의 GaAs FET인 ATF-10136의 특성을 기초로 하여 중심주파수 2.15 GHz에서 이득, 잡음지수, 그리고 30 MHz의 대역폭을 고려하여야 한다[3]~[6].

증폭기의 잡음지수는 그림 2에서 알 수 있는 바와 같이 소스 임피던스(Z_{source})의 함수이다. 일반적으로 트랜지스터 입력 임피던스(Z_{in})의 공액정합인 소스 임피던스는 증폭기가 최소 잡음지수를 갖는데 필요로 하는 임피던스와는 같지 않다. 그러므로 입력정합 회로망을 각각 낮은 입력 정재파비 또는 낮은 잡음지수를 얻도록 조정할 수 있지만, 두 가지 특성을 동시에 만족시키도록 설계할 수 없다는 문제점이 있다. 이러한 문제점을 해결하기 위한 방법으로는 부채환(Negative feedback)과 저항 안정화(Resistor Stabilized) 기술이 사용된다[4].

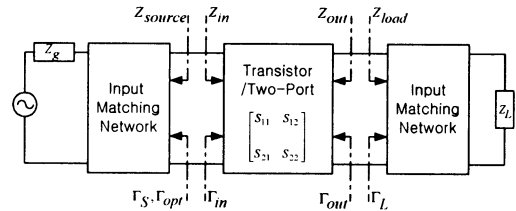


그림 2. 저잡음 증폭기의 분석적인 구조
Fig. 2. The analytical form of the LNA

그러므로, 본 연구의 저잡음 증폭단 설계는 소스 리드에 직렬로 인덕터를 추가함으로써 낮은 잡음지수와 낮은 입력 정재파비, 그리고 대역 내에서의 무조건 안정성을 동시에 만족할 수 있도록 하였다.

사용한 능동소자인 ATF-10136의 Γ_{opt} 와 S_{11} * 이 스미스 도표 상에서 멀리 떨어져 있기 때문에 설계시에 저잡음 중심의 설계를 하면 이득이 낮거나 입력 정재파비가 나빠지게 된다. 그러므로 소스 리드의 인덕터 값을 조정하여 Γ_{opt} 와 S_{11} * 을 스미스 도표 상에서 가깝게 위치시킴으로서 이득정합과 잡음정합을 동시에 달성 할 수 있다. 그림 3은 소스 인덕터 값의 변화에 따라서 S_{11} * 이 Γ_{opt} 를 중심으로 하여 이동하는 경향을 나타내고 있다. S_{11} * 이 Γ_{opt} 에 가장 가깝게 위치할 때의 소스 인덕터의 값은 0.6 nH

임을 알 수 있으며, 소스 인덕터의 추가적인 이점으로써 소자가 갖는 산란 파라미터로부터 계산되는 주파수대역 내의 잠재적인 불안정성(K=0.7)을 무조건 안정성(K=1.0)으로 향상시켰다.

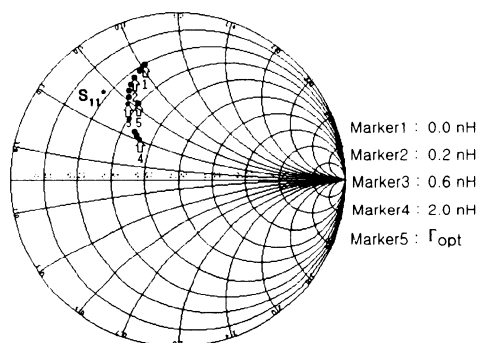


그림 4. 소스 인덕턴스의 변화에 따른 S11*의 이동
Fig. 4. The movement of S11*의 with variable source inductance

표 1은 중심주파수 2.15 GHz에서 소자 자체만의 잡음 파라미터와 소스 리드에 직렬로 인덕터를 추가했을 경우에 갖는 잡음 파라미터를 나타내었다. 소스 인덕턴스 $L_s = 0.6$ nH일 때의 S_{11}^* 이 Γ_{opt} 에 근접함을 알 수 있고 안정도 K, 잡음저항 R_n , 최소 잡음지수 F_{min} 이 향상되었음을 알 수 있다.

표 1. 2.15 GHz에서 ATF-10136의 잡음 파라미터
Table 2. The noise parameters of ATF-10136 at 2.15 GHz

	$L_s = 0$ nH	$L_s = 0.6$ nH
Γ_{opt}	0.68 \angle 51.37°	0.64 \angle 53.69°
S_{11}^*	0.77 \angle 70.56°	0.62 \angle 54.20°
K	0.7	1.0
F_{min}	0.4 dB	0.39 dB
R_n	0.44	0.38

앞에서 직렬 피드백으로 사용한 0.6 nH의 소스 리드 인덕턴스는 실제적인 제작에 있어서는 구현하기가 아주 어려운 작은 값이다. 또한, 이상적인 인덕턴스 성분만 가지는 소자도 없으므로 본 연구에서는 마이크로스트립 선로를 이용하여 0.6 nH의 인덕터와 동일한 유도성 직렬 피드백의 효과를 얻고자 하였다. 시뮬레이션으로 계산된 0.6 nH에 해당하는 마이크로스트립 선로는 길이 1.6 mm, 폭은 0.6 mm로서

0.509 mm의 소스 리드 폭에 따른 불연속 효과를 고려하였으며, 이 때의 잡음 파라미터와 산란 파라미터는 소스 인덕턴스를 추가했을 때와 동일함을 확인하였다.

(1) 설계 목표치 설정

길이 1.6 mm, 폭 0.6 mm인 마이크로스트립 선로를 소스 리드에 추가하여 저잡음 증폭단에 사용한 소자의 $V_{ds} = 2$ V, $I_{ds} = 25$ mA 조건에서의 산란 파라미터와 잡음 파라미터를 토대로 하여 중심주파수 2.15 GHz에서 잡음, 이득, 그리고 입·출력 정재파비 사이의 절충과정을 거쳐서 설계하였다. 저잡음 증폭기의 설계 및 제작에서 저잡음 증폭단은 GaAs FET인 ATF-10136을, 고이득 증폭단은 내부 정합된 MMIC인 VNA-25를 사용하였다. 제작하려는 저잡음 증폭기의 설계 목표치는 표 2과 같다.

표 1. 저잡음 증폭기의 설계 목표치
Table 1. The design specification of LNA

Item Description	Specification
Frequency Band	2.13 ~ 2.16 GHz
Gain	30 dB
Gain Flatness	1 dB max.
Noise	0.8 dB
Input VSWR	1.7 : 1 max.
Output VSWR	1.7 : 1 max.
P_{1dB}	17 dB
Impedance	50 ohms
Voltage	5 V dc

(2) 저항결합 회로(Resistive decoupling circuit)

그림 4의 저항결합 회로는 저주파 영역의 신호를 저항을 통해 소모시킴으로써 정합특성을 향상시키고 FET 자체를 저주파 신호에 동작시키지 않게 하여 잡음특성을 개선하는 효과와 자체 바이어스 회로에서 게이트-소스 바이어스 전압을 인가하기 위해서 사용되었다. 저항결합 회로는 인덕터의 영향으로 사용 주파수 대역의 신호에 대해서는 개방회로의 역할을 하므로 입력신호는 영향을 받지 않고 전달되며, 반면에 저주파 대역의 신호는 100 Ω 의 저항에서 소모되므로 설계시 입력단 정합에 용이하고 정재파비 특성을 개선할 수 있다[7]~[8].

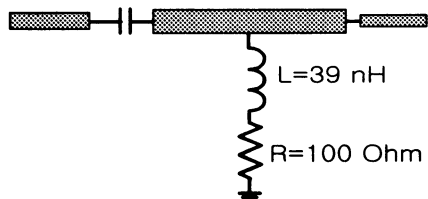


그림 4. 저항결합 회로
Fig. 4. The resistive decoupling circuit

(3) 자체 바이어스 회로(Self-bias circuit)

본 연구에서 사용한 GaAs FET인 ATF-10136은 바이어스 조건이 $V_{ds} = 2\text{ V}$, $I_{ds} = 25\text{ mA}$ 일 때 최소의 잡음과 최대의 이득 특성을 가지므로 외부에서 인가하는 전압 $V_d = 5\text{ V}$ 일 때 위의 바이어스 조건을 만족하도록 하기 위해 자체 바이어스 회로를 그림 5와 같이 구성하였다. 자체 바이어스 회로는 제 2의 전압 공급원이 필요하지 않으므로 바이어스 회로가 간단한 장점이 있으며, 게이트-소스 바이어스 전압을 제어하기 위해서 소스 저항 R_s 를 사용한다.

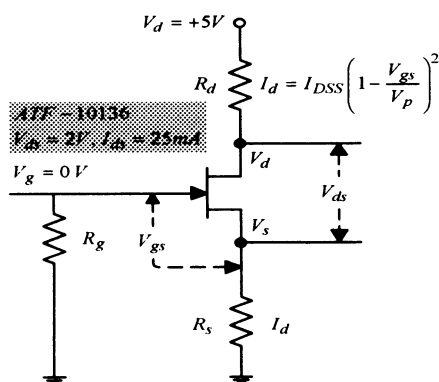


그림 5. 자체 바이어스 회로
Fig. 5. The self-bias circuit

그림 5의 바이어스 회로에서 역방향 바이어스 된 게이트-소스를 통해서 전류가 흐르지 않으므로 게이트 전류는 "0"이고, 따라서 게이트 전압은 다음과 같다[9].

$$V_g = I_g R_g$$

드레인 전류를 I_d 로 설정하면 소스전압과 게이트-소스 전압은

$$V_s = I_d R_s$$

$$V_{gs} = I_d R_s$$

로 되며, 드레인 전류는 다음과 같다.

$$I_d = I_{dss} (1 - V_{gs}/V_p)^2$$

위의 수식으로부터 FET 전달특성과 자체 바이어스 선을 작도한 결과는 그림 6과 같으며, 최적의 바이어스 점은 $V_{gs} = -0.73\text{ V}$ 이고, $I_{ds} = 25\text{ mA}$ 이므로 소스 저항 $R_s = 30\ \Omega$ 이 된다

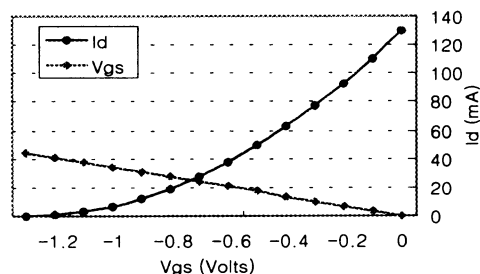


그림 6. 전달특성 및 자체 바이어스 선의 작도
Fig. 6. The graph of conductance characteristics and self-bias line

III. 설계 및 제작

저잡음 증폭기의 구성에서 저잡음 증폭단은 HP사의 GaAs FET인 ATF-10136을, 고이득 증폭단은 Mini-Circuits사의 내부적으로 정합된 MMIC인 VNA-25를 사용하였으며, 증폭기의 개략적인 구성도는 그림 7과 같다.

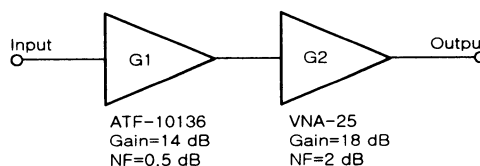


그림 7. 저잡음 증폭기의 구성도
Fig. 7. The block diagram of the LNA

저잡음 증폭단의 잡음지수는 0.5 dB, 이득을 14.5 dB로 설계하고 데이터 시트에 제시된 고이득 증폭단의 VNA-25의 잡음지수가 2 dB, 이득이 18 dB 일 때 전체 저잡음 증폭기의 잡음지수는 다음과 같다.

$$NF(\text{overall}) = NF_1 + \frac{NF_2 - 1}{G_1}$$

$$= 10^{0.5\text{ dB}/10} + \frac{10^{2\text{ dB}/10} - 1}{10^{14.5\text{ dB}/10}} \leq 0.7\text{ dB}$$

그림 8은 앞에서 언급한 회로 설계 이론을 이용하여 정합회로를 구성한 다음 설계한 저잡음 증폭단과 고이득 증폭단, 그리고 바이어스 회로 부분을 포함한 전체 저잡음 증폭기 회로를 나타낸다. 잡음지수가 사

용 주파수 대역에서 0.7 dB 이하가 되도록 초고주파 응용 소프트웨어인 Serenade 8.0을 사용하여 최적화된 저잡음 증폭기의 시뮬레이션 결과를 그림 9에 나타내었다.

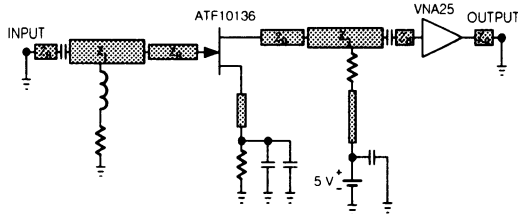
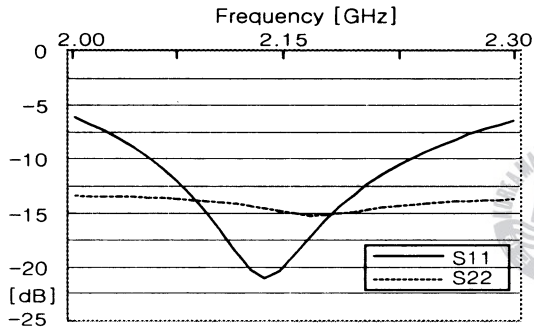
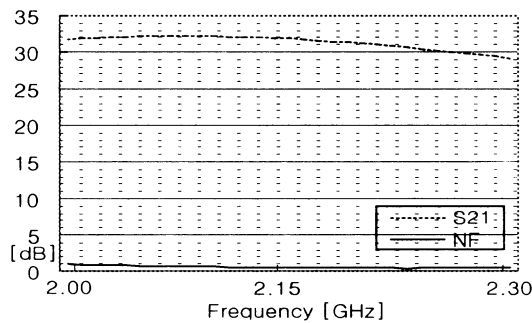


그림 8. 저잡음 증폭기의 회로도
Fig. 8. The circuit of the LNA



(a) 반사손실 특성
(a) The return loss characteristics



(b) 이득 및 잡음지수 특성
(b) The gain and NF characteristics

그림 9. 저잡음 증폭기의 시뮬레이션 결과
Fig. 9. The results of the LNA simulation

IV. 측정결과

제작된 저잡음 증폭기를 HP 8753D 회로망 분석기

를 이용하여 산란 파라미터를 측정하여 이득과 정합 특성을 분석하였고, 잡음지수는 MAURY MICROWAVE Corporation사의 Noise Gain Analyzer MT2075와 NGA Frequency Extender를 사용하여 측정하였다.

그림 10은 MT2075 계측기로 측정된 잡음지수를 나타낸다. 측정된 잡음지수 특성은 사용주파수 대역 (2.13 ~ 2.16 GHz)에서 0.7 dB 이하의 특성을 보였고, 그림 11의 이득 및 위상 특성에서는 사용주파수 대역에서 30 dB(20 dB Attenuator 부가하여 측정) 이상의 이득과 0.3 dB 이내의 이득 평탄도를 보였다.

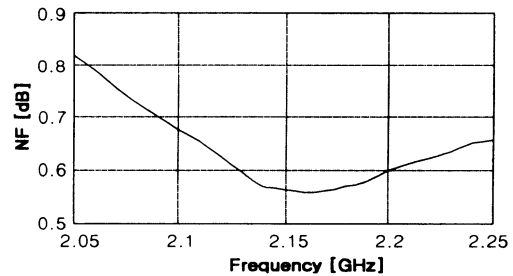


그림 10. 측정된 저잡음 증폭기의 잡음지수 특성
Fig. 10. The measured noise figure characteristics of the LNA

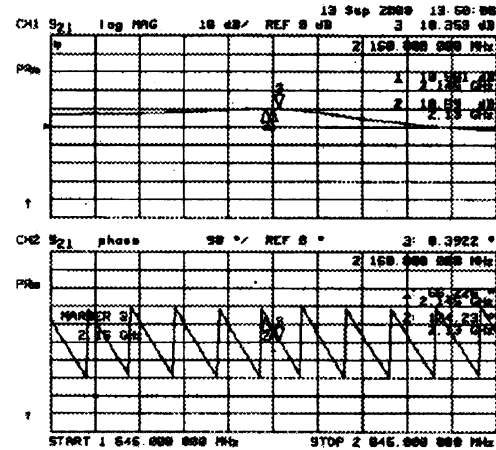


그림 11. 저잡음 증폭기의 이득 및 위상 특성
Fig. 11. The gain and phase characteristics of LNA

그림 12에서는 저잡음 증폭기의 입·출력 정재파비가 대역 내에서 1.5 이하임을 나타내고 그림 13은 중심주파수 2.13 GHz에서 입력 신호전력 대 출력 신호전력의 관계를 나타낸다. 제작된 저잡음 증폭기의 P1dB 출력은 약 18 dBm을 나타내었다.

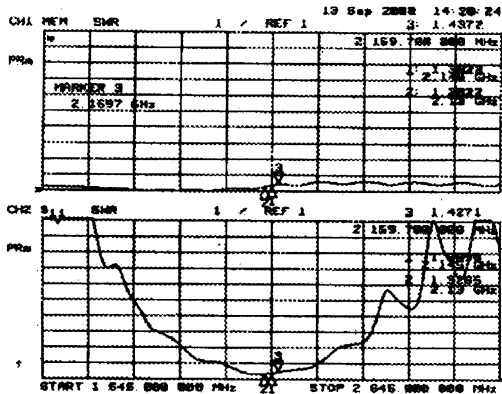


그림 12. 저잡음 증폭기의 입·출력 정재파비
 Fig. 12. The input · output VSWR ratio characteristics of the LNA

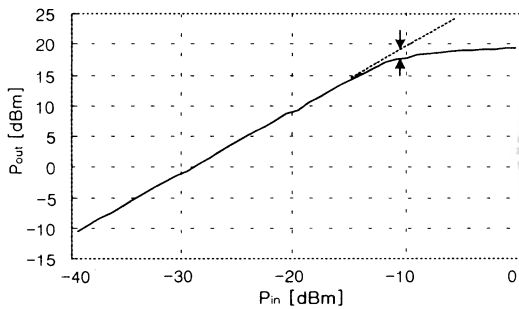


그림 13. 입·출력 전달 특성
 Fig. 13. The input · output transfer characteristics of the LNA

그림 14는 제작된 저잡음 증폭기의 실물 사진을 보여준다. 제작된 저잡음 증폭기의 측정 결과를 설계 목표치와 비교해 볼 때 모든 특성을 만족시키며, 특히 우수한 잡음지수와 이득 특성을 보였다.

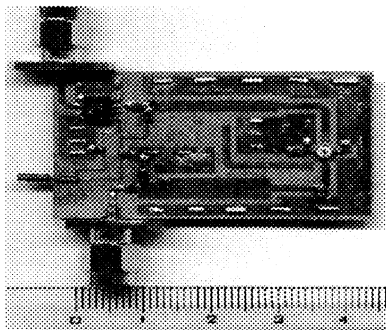


그림 15. 제작된 저잡음 증폭기의 사진
 Fig. 15. The photograph of the fabricated LNA

V. 결론

본 논문에서는 IMT-2000 휴대용 단말기 수신 주파수인 2.13 ~ 2.16 GHz 대역에서 초고주파용 수신장치로 사용될 수 있는 저잡음 증폭기를 유전율 3.5, 두께 0.5 mm인 테프론 기판 상에 장착하였다.

증폭기의 설계 및 제작에 있어서, 저잡음 증폭단은 직렬 피드백과 저항결합 회로를 사용하였으며, 고이득 증폭단은 양단 정합된 단일 증폭기 형태로 구성하였다. 저잡음 증폭단에 직렬 피드백을 사용하게 되면 저잡음 특성과 입·출력 정재파비를 동시에 만족시키고 저항결합 회로는 게이트-소스 바이어스를 인가함과 동시에 저주파 영역의 신호를 정합 회로내의 저항을 통해 소모시킴으로써 저잡음 증폭기의 설계시 입력단 정합에 용이하였다. 또한, 고이득 증폭단에 내부적으로 정합된 MMIC를 사용하였으므로 전단 증폭기의 임피던스를 고려하지 않아도 된다는 장점이 있다. 그러나, 사용한 GaAs FET 소자는 사용주파수 대역에서 부분적인 불안정성을 가지는 문제점이 있으므로, 이러한 문제점을 극복하는 일반적인 방법은 드레인측에 직렬로 저항을 추가하는 것이다. 그러나, 이 방법은 이득의 감소와 입·출력 동시 정합을 어렵게 만드는 단점이 있다. 따라서, 본 연구에서는 소스 리드 인덕터의 추가적인 이점으로 대역내의 무조건 안정성을 이루었다.

설계 결과는 사용주파수 2.13 ~ 2.16 GHz 대역에서 30 dB 이상의 이득, 0.7 dB 이하의 잡음지수, 1.5 이하의 입·출력 정재파비, P1dB 17.6 dBm, 이득 평탄도 0.3 dB 이내의 결과를 나타냄으로써 설계시 목표로 했던 사양을 만족시켰다.

참고 문헌

- [1] D. Roddy, Satellite Communications, Prentice Hall, pp. 63-107, 1989.
- [2] G. Gonzalez, Microwave Transistor Amplifier Analysis and Design, Prentice Hall, 1984
- [3] D. C. Youla, "A new theory of broadband matching," IEEE Trans. Circuit Theory, vol. CT-11, pp. 30-50, Mar. 1964.
- [4] H. J. Carlin and J. J. Komomiak, "A new method of broadband equalization applied to microwave amplifier," IEEE Trans. Microwave Theory Tech., vol. MTT-27, pp. 92-99, Feb. 1979.

- [5] H. J. Carlin and P. Amstutz, "On optimum broadband matching," IEEE Trans. Circuits and Systems, vol. CAS-28, pp. 401-405, May 1981.
- [6] 안 동식, 장동필, "23 GHz 대 저잡음 증폭기의 제작기술에 관한연구," 전자공학회 논문지 제34권 D편 제3호, pp. 9-15, 1997.
- [7] 김 선욱, 강 원태, 강충구, 장 익수, "3 dB Coupled Line을 이용한 안정한 RF 전력증폭기 설계방법," 전자공학회 논문지 제34권 D편 제10호, pp. 25-31, 1997.
- [8] 전중성, 김동일, "저항 결합회로를 이용한 Cellular CDMA 용 저잡음증폭기의 구현," 해양정보통신학회 논문지, 제2권, 제4호, pp. 635-641, 12월, 1998.
- [9] Peter C.L. Yip, High-Ferquency Circuit Design and Measurements, Chapman & Hill, pp. 85-86, 1991.



