

工學碩士 學位論文

선박의 추진기에 의한 흐름발달과
저면변화에 대한 연구

A Study on Flow Zone Development and Bottom change
by Propeller Jets from Ships

指導教授 李重雨

2003年 2月

韓國海洋大學校 大學院

土木環境工學科

李 至 訓

A Study on Flow Zone Development and Bottom change by Propeller Jets from Ships

Jihoon Yi

*Department of Civil & Environmental Engineering
Graduate School of Korea Maritime University*

Abstract

The flow zone through propeller jets is used in evaluating the environmental and constructional effects of navigation on the waterways. Water in this zone can go through the propellers but not all water in this zone will go through the propellers. It relies on the characteristics of ships and water depth. A numerical model using the momentum theory of the propeller and Shield's diagram was developed in a restricted waterway. Equations for discharge are presented based on thrust coefficients and propeller speed and are the most accurate means of defining discharge. Approximate methods for discharge are developed based on applied ship's power. Equations for discharge are as a function of applied power, propeller diameter, and ship speed. Water depth of the waterway and draft of the ship are also necessary for the calculation of the grain size of the initial motion. The velocity distribution of discharge from the propeller was simulated by the Gaussian normal distribution function. The shear velocity and shear stress were from the Sternberg's formula. Case studies to show the influence of significant factors on sediment movement induced by the

ship's propeller at the channel bottom are presented. The first case is for large ships passing through the navigation channel and berthing and unberthing at container terminal at Kwang Yang harbor.

Eleven ships are considered, including naval ship, tanker and bulk carriers. The second case is for the commercial moving tow and the barge. The combined effects of the propeller jet and the wake flow a moving barge are investigated.

目 次

	Page
ABSTRACT	i
LIST OF TABLES	v
LIST OF FIGURES	vi
NOMENCLATURE	ix
제 1 장 서론	1
1.1 연구의 배경	1
1.2 연구의 목적 및 내용	2
1.3 연구의 방법	2
제 2 장 기본이론	5
2.1 추진기 배수류 이론	5
2.1.1 추진기 배수류의 속도분포	6
2.1.2 추진기에 의한 운동량 이론	16
2.1.3 속도분포	23
2.2 표사 수송이론	28
2.2.1 이론적 배경	28
2.2.2 소류사 수송이론 및 방정식	28
2.2.3 부유사 수송이론 및 방정식	33
2.2.4 표사이동의 결정이론	37

제 3 장	모델수립 및 적용	42
3.1	대형선박에 대한 모델 구성	42
3.1.1	실제 수역과 제한수로에 대한 적용	42
3.1.2	저면전단응력의 산정	46
3.2	예인선의 모델 구성	50
3.2.1	추진기 체트의 유속 산정	51
3.2.2	저면 전단응력의 산정	57
제 4 장	수치실험 결과 및 분석	61
4.1	제한수로 및 부두전면에서의 적용	61
4.1.1	제한수로에 대한 적용	61
4.1.2	부두 전면에 대한 적용	79
4.2	예인선에 대한 적용	104
4.2.1	대상선박의 특성 및 조건	104
4.2.2	수치모형의 검증	105
4.2.3	적용결과 및 분석	108
4.3	저면변형에 대한 고찰	114
제 5 장	결론	120
참고 문헌	122

LIST OF TABLES

Table 2.1 Bottom flow velocities for initiation of motion	37
Table 3.1 Stone size in relation with bed velocity	48
Table 4.1 Characteristics of ships maneuvered in KwangYang navigation channel ...	63
Table 4.2 Summary of simulation in terms of maximum velocity and grain size ...	66
Table 4.3 Characteristics of ships maneuvered in KwangYang container terminal ...	80
Table 4.4 Characteristics of towboats and barges	106

LIST OF FIGURES

Fig. 2.1 Definition sketch of a ship in a confined waterway	6
Fig. 2.2 Concept of actuator disc flow by propeller	9
Fig. 2.3 Schematic diagram of bottom touch by the propeller jet	13
Fig. 2.4 Velocity and pressure changes at the propeller plane by momentum theory	19
Fig. 2.5 The characteristic curves of propeller in open water area	22
Fig. 2.6 Characteristics of the normal probability curve	24
Fig. 2.7 Define of jet mixing region and two flow zones	24
Fig. 2.8 Boundary velocity profile for submerged jet	35
Fig. 2.9 Shields diagram for sediment incipient motion	30
Fig. 2.10 Forces acting on sediment grain	38
Fig. 2.11 Definition sketch for equation of sediment continuity	41
Fig. 3.1 Dimension of maximum bottom velocity	44
Fig. 3.2 Relation of maximum bottom velocity and bottom interval in confined waterway	45
Fig. 3.3 A Mooring vessel and detailed bottom sketch	46
Fig. 3.4 Shields diagram with a bedload movement limit	47
Fig. 3.5 The average particle size of the bottom to resist at scour by a random bed velocity	49
Fig. 3.6 An example of towboat and towed barge	50
Fig. 3.7 Near-bed maximum displacement velocity	52
Fig. 3.8 Zone locations for tunnel stern configuration and velocity distribution ..	56
Fig. 4.1 Location map of waterways and berths at Kwang-Yang harbor ..	61
Fig. 4.2 Bottom flow velocity and bed shear velocity in waterway	66

Fig. 4.3 Bed shear stress and critical grain size of motion	67
Fig. 4.4 Relative velocities versus distances from propeller (1)	68
Fig. 4.5 Relative velocities versus distances from propeller (2)	69
Fig. 4.6 Relative velocities versus distances from propeller (3)	70
Fig. 4.7 Relative velocities versus distances from propeller (4)	71
Fig. 4.8 Relative velocities versus distances from propeller (5)	72
Fig. 4.9 Relative velocities versus distances from propeller (6)	73
Fig. 4.10 Velocity distributions sternward of the propellers (1)	73
Fig. 4.11 Velocity distributions sternward of the propellers (2)	74
Fig. 4.12 Velocity distributions sternward of the propellers (3)	75
Fig. 4.13 Velocity distributions sternward of the propellers (4)	76
Fig. 4.14 Velocity distributions sternward of the propellers (5)	77
Fig. 4.15 Velocity distributions sternward of the propellers (6)	78
Fig. 4.16 Bottom velocity and bed shear velocity at berth(berthing)	82
Fig. 4.17 Bed shear stress and critical grain size motion at berth(berthing)	83
Fig. 4.18 Bottom velocity and bed shear velocity at berth(unberthing)	84
Fig. 4.19 Bed shear stress and critical grain size motion at berth(berthing)	85
Fig. 4.20 Relative velocities versus distances from propeller(berthing, 1) ..	86
Fig. 4.21 Relative velocities versus distances from propeller(berthing, 2) ..	87
Fig. 4.22 Relative velocities versus distances from propeller(berthing, 3) ..	88
Fig. 4.23 Relative velocities versus distances from propeller(berthing, 4) ..	89
Fig. 4.24 Relative velocities versus distances from propeller(berthing, 5) ..	90
Fig. 4.25 Relative velocities versus distances from propeller(unberthing, 1) ..	91
Fig. 4.26 Relative velocities versus distances from propeller(unberthing, 2) ..	92
Fig. 4.27 Relative velocities versus distances from propeller(unberthing, 3) ..	93
Fig. 4.28 Relative velocities versus distances from propeller(unberthing, 4) ..	94
Fig. 4.29 Velocity distributions sternward of the propellers(berthing, 1)	95

Fig. 4.30	Velocity distributions sternward of the propellers(berthing, 2) ···	96
Fig. 4.31	Velocity distributions sternward of the propellers(berthing, 3) ···	97
Fig. 4.32	Velocity distributions sternward of the propellers(berthing, 4) ···	98
Fig. 4.33	Velocity distributions sternward of the propellers(berthing, 5) ···	99
Fig. 4.34	Velocity distributions sternward of the propellers(unberthing, 1) ··	100
Fig. 4.35	Velocity distributions sternward of the propellers(unberthing, 2) ··	101
Fig. 4.36	Velocity distributions sternward of the propellers(unberthing, 3) ··	102
Fig. 4.37	Velocity distributions sternward of the propellers(unberthing, 4) ··	103
Fig. 4.38	Comparison of velocity distribution for physical model and numerical model(TYPE A-Kort nozzle ship) ···········	106
Fig. 4.39	Comparison of bed shear distribution for physical model and numerical model(TYPE B-Kort nozzle ship) ···········	107
Fig. 4.40	Velocity distribution for time relative to bow by experimental data ·	110
Fig. 4.41	Velocity distribution for time relative to bow by real data ·····	110
Fig. 4.42	Velocity distribution for time relative to bow by real data ·····	111
Fig. 4.43	Velocity distribution for time relative to bow by real data ·····	111
Fig. 4.44	Bed shear distribution for time relative to bow by experimental data ·	112
Fig. 4.45	Bed shear distribution for time relative to bow by experimental data ·	112
Fig. 4.46	Bed shear distribution for time relative to bow by real data ···	113
Fig. 4.47	Bed shear distribution for time relative to bow by real data ···	113
Fig. 4.48	Bed shear distribution for time relative to bow by real data ···	114
Fig. 4.49	Scouring pattern for 3blades propeller jet ···········	116
Fig. 4.50	Scouring pattern for 4blades propeller jet ···········	117
Fig. 4.51	Variation of scouring depth(ϵ) in terms of clearance distance(C) with respect to time(t) ···········	118
Fig. 4.52	Variation of scouring depth(ϵ) in terms of propeller speed(rpm) · with respect to time(t) ···········	119

NOMENCLATURE

A_0	Propeller disc area
C	Sediment dilution
C_s	Sediment coefficient
C_T	Thrust load coefficient
d	Water depth, Diameter of particle
d_m	Mean diameter of particle
D	Propeller diameter
D_0	Diffusion radius of initial section
E	Rudder coefficient
f	Turbulence characteristic function
F	Force
g	Gravity acceleration
h	Water depth
j	Mass transportation rate of particle
J_T	Velocity coefficient
k	Von Karman constant
K_T	Thrust coefficient
m	Mass
n	Screw circulation rate
P_d	Engine power
q_s	Transportation rate

Q	Water quantity
R_e	Reynolds number
S_e	Energy gradient
T	Torque
U^*	Shear velocity
U_B	Bottom velocity
\overline{U}_{100}	Water velocity at 1m above the bottom
V	Water velocity at random point
V_0	Initial water velocity
V_c	Velocity of ship
X	Distance from propeller to bottom
ν	Dynamic viscosity coefficient
τ_0	Shear stress
$\rho(\gamma)$	Fluid density($\gamma = \rho g$)
$\rho_s(\gamma_s)$	Sediment density($\gamma_s = \rho_s \cdot g$)
τ_c	Critical shear stress
θ	Angle of repose
w	Sedimentation velocity
ε_s	Sediment diffusion coefficient
σ_{ek}	Engine load coefficient
η_0	Efficiency
$\Delta\eta$	Erosion displacement
ϕ_b	Bedload transportation function

ϕ_s	Suspended load transportation function
ϕ_t	Total transportation function

제 1 장 서론

1.1 연구의 배경

오늘날 국내·외의 대다수 항만은 해상운송량의 급격한 증가와 선박건조기술의 발달에 따라 점점 그 규모와 처리능력 면에서 대형화 되어가고 있는 추세이다. 또한, 항만운영기법의 변화와 선박의 성능향상으로 인해 기존의 항만설계와는 다른 관점에서의 가항수로경계의 보호와 안벽구조물의 안정을 검토해야 할 필요성이 제기되고 있다.

선박이 통항하는 내항의 경우 항만구조물에 대한 과량의 영향은 미미하며, 실제로 이 시설에 잠재적 영향을 줄 수 있는 요인으로 항내를 순환하는 해빈흐름이나 선박의 운항에 따른 해저표사의 유실과 이동, 안벽하부 사석의 손실 등을 들 수 있다. 특히, 보편적인 항만시설인 계선안벽을 대상으로 할 때 이의 세굴이나 손실을 일으키는 요인으로 선박의 스크류 회전에 따른 제트의 영향을 가장 우선적으로 꼽을 수 있다. 과거에는 선박 스크류제트의 후방흐름이 야기하는 저면의 세굴에 대해서 주로 조선소의 시운전장이나 계선주의 장력시험부두 등에 국한하여 이를 안벽의 설계에 반영하였으나, 최근에는 선박의 대형화와 더불어 선박추진기의 출력능력이 비약적으로 향상됨에 따라 이로 인한 해저 구조물의 변형과 피해를 연구하는 것이 국제적인 추세라 할 수 있다 (Robakiewicz, 1987).

이렇듯 대형선박을 대상으로 하는 웨리부두나 상선부두, 그리고 선박 스크류의 강한 출력이 요구되는 예인선부두의 경우는 선박 프로펠러로 인한 지속적인 부하와 저면의 유실로 바람직하지 않은 항로의 수심변화와 안벽의 붕괴위험을 늘 안고 있으므로, 항로 구축과 접안시설을 설계할 때의 저면보호가 향후 필수 불가결한 요소로 부각될 것이며 그 설계의 기준과 연구의 방법을

정형화하는 것이 시급한 문제라고 본다.

1.2 연구의 목적 및 내용

부두의 계획 및 개발에 앞서, 일반적으로 항만의 지정학적 위치 선정 및 환경생태학적인 영향, 항내정온성 유지를 위한 구조물의 설치, 원활한 선박통항을 위한 항내 수심 설정, 항만구조물의 안정 등이 검토되게 되는데, 항만과 같은 반 폐쇄 수역에서 항로의 매몰이나 저면 변형, 안벽의 세굴 등은 파랑이나 해수유동의 영향에 의한 것이라기 보다는 선박이 수중에서 분출하는 제트의 영향이 더욱 큰 비중을 차지하는 것으로 사료된다. 그러나 항만개발 계획에 있어서 선박계류시설이나 내륙에 인접한 항로에 대해 대형선박이 분출하는 추진기제트의 영향은 그 연구가 아직 도입단계로 미비한 실정이다. 본 연구는 대형 화물선과 바지선을 예인하는 예인선의 추진기 제트에 의한 유속의 분포를 검토하고 이를 통한 저면의 표사이동을 고찰해 보고자 하였으며, 이러한 연구의 성과를 토대로 실제 운영되고 있는 광양항 컨테이너터미널 제 1단계 부두에 본 연구를 적용하였고, 이를 토대로 향후 항만의 건설 및 유지 보수의 기초 자료를 제공하고자 하였다.

1.3 연구의 방법

근래에 선박의 추진기로부터 강한 분사류에 의한 가항수역(可航水域)에서 경계의 손상을 방지하는 문제는 수로와 내수역 및 항만 시설의 유지 면에서 점차 중요성을 더해가고 있으며, 또한 수로 바닥, 호안 및 사면이나, 도크의 시운전(접이안 조종) 또는 이와 유사한 선박조종시 안벽구조물에 손상이 점차 증가해가고 있어서 이에 대한 검토가 필요하다.

본 연구에서는 추진기에 관한 이론적인 배경으로부터 출발하여 압력가속의 단순화, 자유분사 난류법칙의 응용 및 한계속도의 고려로 수로 경계의 수리역학적 하중에 대해 분석하고자 하였다.

최근까지의 연구를 통하여 저면 및 사면 보호뿐만 아니라 추진기의 분사속도 특성을 결정하기 위한 시스템적인 계량모델실험에 기초하여 반 경험적인 계산 방법이 개발되어 왔다. 이를 통하여 수로에 대해 가장 빈번하게 사용되고 있는 방법이 rip-rap 호안을 쌓아서 저면을 보호하는 방법인데, 비보호 또는 불충분히 보호된 수로 바닥에 대해서 단순한 계산방법으로 추진기에 의한 양적인 침식을 예측하는 것은 불가능하다.

이따금씩 선박조종해역에서 추진기 분사하중에 대한 구조물 전면수역의 보호에 대한 분석에서 매우 무거운 사석이 필요하나 이것은 주위에서 쉽게 구하지 못하며 기술적 또는 경제적 이유로 다층으로 쌓는 것이 어려우므로 만족할 만한 대체 건설공법의 도입을 위해서라도 흐름발달과 저면변화에 대한 연구가 필요하다.

또한 분사제트에 의한 수리역학적 기준은 추진기 제트문제의 분야에서 조사하여야 할 과제로 널리 인식되고 있다.

수로 보호를 위한 새로운 건설기법으로 해저면에 모래채움포대를 덮는 방법도 제시되고 있는데, 특정 유지조건에 대해 쉽게 적용할 수 있는 유연성을 가진 저면보호기술로서 선박에 의한 역학적인 손실의 발생에 대응할 필요가 있는 것이다. 이를 위해서 본 연구에서는 수리모델과 실제 선박을 통한 자료에서 선박 시운전해역 및 제한수역에서 추진기 분사류의 특성을 분석하고 아울러 수치실험을 통하여 선박의 추진 분사류에 의한 저질의 이동에 대하여 다루고자 한다.

모의대상선박의 프로펠러는 대형선박의 경우 후방의 스크류 이외에 선수부와 선측부에 방향전환 및 감속을 위한 노즐식 프로펠러가 존재하나 기존의 연

구결과에 비추어보면 저면의 침식현상은 노즐이 없는 경우의 양상과 흡사하였으며, 본 연구에서는 이를 제외한 후방 프로펠러의 흐름만 고려하여 모형을 수립하였다.

연구의 대상이 되는 선박은 광양컨테이너 터미널 제 1 부두에서 실제 운항 중인 대형화물선을 그 대상으로 하였고 예인선에 대해서는 각종 조사자료와 실험자료를 참조하여 모의, 대조하였다. 일반적으로 스크류 후방흐름의 영향 검토는 도크시험장에서 시험선박에 의해 엔진시동시의 15~20초 동안의 일명 'kicks' 값을 적용하여 모의를 하게 되는데, 본 연구에서는 선박 시험장이 아닌, 현지 조사를 통해 실제 부두에서 운영중인 선박의 제원과 부두현황을 토대로 모형에 적용하고 보다 실용적으로 이용할 수 있는 연구자료가 되도록 시도하였다.

제 2 장 기본이론

2.1 추진기 배수류 이론

본 연구는 제한수역과 접안시설에서 선박의 추진기에 의한 표사의 이동율을 결정하기 위한 수치모델을 개발하여 실제에 적용하는 것에 목표를 두었다. Fig. 2.1에 추진기 직경 D 를 가진 선박이 수심 h 인 제한된 해역을 통과할 때의 관계된 제반인자의 정의를 나타낸 것이다. 추진기의 회전은 보통 분당회전수(RPM)로 나타낸다. 추진기가 회전할 때 난류속도장이 추진기의 하류부분에 형성되게 되는데 이 회전에 따라 속도의 축방향 성분과 단면방향 성분이 야기된다. 이러한 속도장의 문제를 단순화시키기 위하여 x축 방향, 즉 길이방향의 유속을 추진기 하류부분에서 다루되 추진기의 회전효과는 무시하기로 한다. 문헌조사를 해본 결과 이 속도에 대한 적절한 수식이 아직 체계적으로 제시되지 않은 상태이므로 수치모델을 통해 검토해보기로 한다.

추진기가 분사하는 배수류는 해저면에 작용하여 표사의 이동을 야기한다. 수로수심의 유지를 위해서도 제한수로에서 추진기운동에 의해 야기된 표사이동량을 결정하는 것이 상당히 중요하며, 이러한 문제는 추진기 분사에 의한 유속분포와 이 속도에 의한 표사량의 관계로 접근할 수 있다. 선박이 수로를 통과함에 따라 수로단면의 바닥과 측면은 추진기 분사류의 영향을 받게 된다. 어떤 주어진 단면에 대해서도 시간에 따라 속도분포는 달라진다. 수치모델을 구성하기 위해 다른 입경을 가진 평평한 층적층의 바닥을 고려하고 이 층에 퇴적된 물질의 구성은 비 점착성입자로 간주한다.

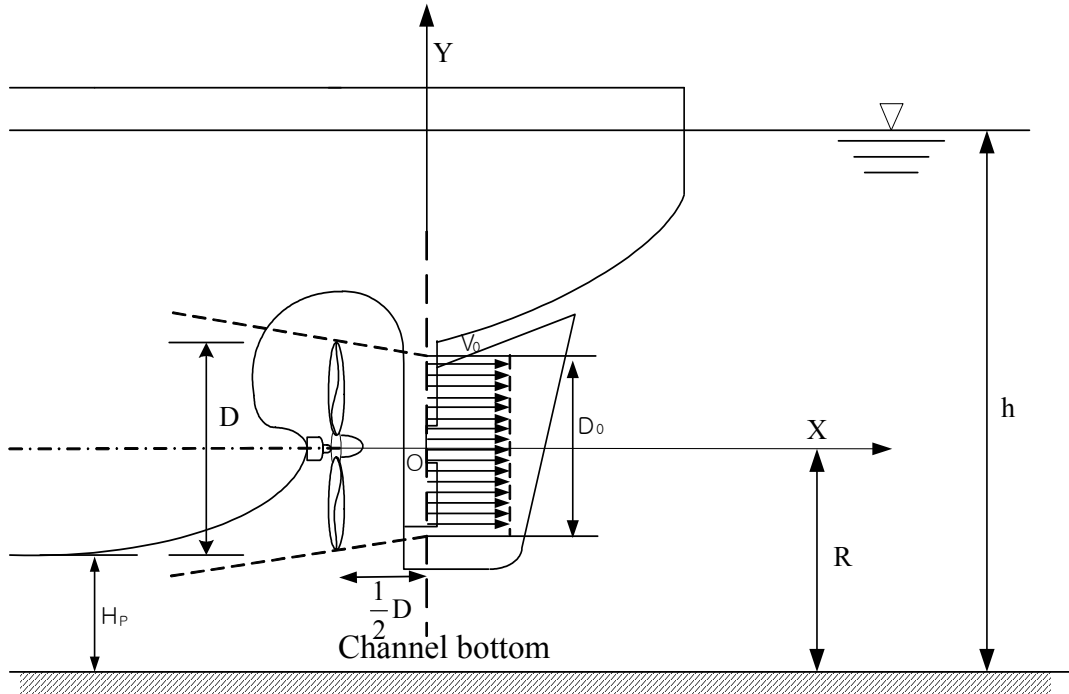


Fig. 2.1 Definition sketch of a ship in a confined waterway

2.1.1 추진기 배수류의 속도분포

Balanin & Bykov(1965)이 제시한 공식에 의해, 추진기에 의한 분사를 수로 측면에 대한 제트의 위치점의 속도 V_s 로 다음과 같이 최초의 근사치를 고려할 수 있다.

$$V_s = \sqrt{\frac{(V_n^2 - V_c^2)D_a^2}{4a^2x^2} l - \frac{D^2}{4a^2x^2 + V_c^2 - V_c}} \quad (2.1)$$

여기서, $V_n = V_0 + V_c$

V_0 : 분사류의 초기단면속도(m/sec)

a : 계수(= 0.04)

D_0 : 초기단면의 분사반경 (m)

V_c : 선속(m/sec)

이때 채택한 분사의 초기단면 속도 다음과 같다.

$$V_o = \frac{V_c}{2} \left(1 + \sqrt{1 + \frac{2\sigma_{ek}}{\beta}} \right) \quad (2.2)$$

여기서 σ_{ek} 는 엔진부하에 대한 계수이고, 계수 β 는 1.14의 값을 가진다.

제한된 표면에 대한 추진기 배수류의 영향권의 개략적인 값은 주 분사력이 위치한 지점에 대해 제한된 표면으로부터의 반대측으로 같은 거리에서 가상적인 분사력을 위치시킴으로 계산할 수 있다. 제트의 어느 지점에서 유속은 제한된 표면에 대한 값을 허용하면 다음과 같이 계산된다.

$$V_i = \sqrt{V_{i1}^2 + V_{i2}^2} \quad (2.3)$$

화물선에 대해서는 최대저면유속이 선미로부터 어느 정도 떨어진 거리에서 배수류 효과가 작은 지점에 나타나기 때문에 무시할 수 있다.

Rouse(1959)는 분사류에 대한 모든 해석적 속도분포곡선을 측정치와 함께 제시한 바가 있다. 이 분포곡선은 $\bar{u}/u_m=0.5$ 인 지점에서 관측치와 일치시켰다. 즉, 가우스 분포와 이에 대응하는 일정혼합계수로 관측치와 해석치에서 평균유속분포의 주된 부분이 잘 일치하는 것으로 나타났다. Ammar et al.(1969)는 선박이 운하를 통과할 때 나타나는 평균배수류에 대한 수식을 다

음과 같이 나타낸 바 있다.

$$\frac{u}{\sqrt{gh}} = K_0 + K_1\left(\frac{L}{B}\right) + K_2\left(\frac{P}{T}\right) + K_3\left(\frac{V}{VT} \%\right) + K_4\left(\frac{L}{B}\right)^2 + K_5\left(\frac{P}{T}\right)^2 \quad (2.4)$$

여기서 u : 평균배수류 속도

$$K_0=0.70066, K_1=-0.07219, K_2=-0.5699, K_3=0.000365, K_4=0.00608, K_5=0.17125$$

L/B : 측면이격비율 = 운하평균폭/최대선폭 = 운하 평균 단면적/운하 수심

P/T : 수직이격비율 = 운하수심/선박흘수

V : 선속

V_t : Schijf의 한계속도

h : 운하 평균수심

1) Actuator Disc 이론

선박의 프로펠러에 의하여 발생하는 속도장은 대개 두개의 단계로 결정된다. 첫 단계는 프로펠러 직하에서 직접적인 유체 속도로, 이는 초기의 유체 속도장이다. 두번째 단계는 선박의 프로펠러의 상당한 거리에서 발견된 속도장으로 구성된다. 초기속도장을 결정하기 위해 많은 저자들이 actuator disc이론을 사용하였다(Robakiewicz 1966b, Bergh 1981, Verhey 1983, Fuehrer 1985).

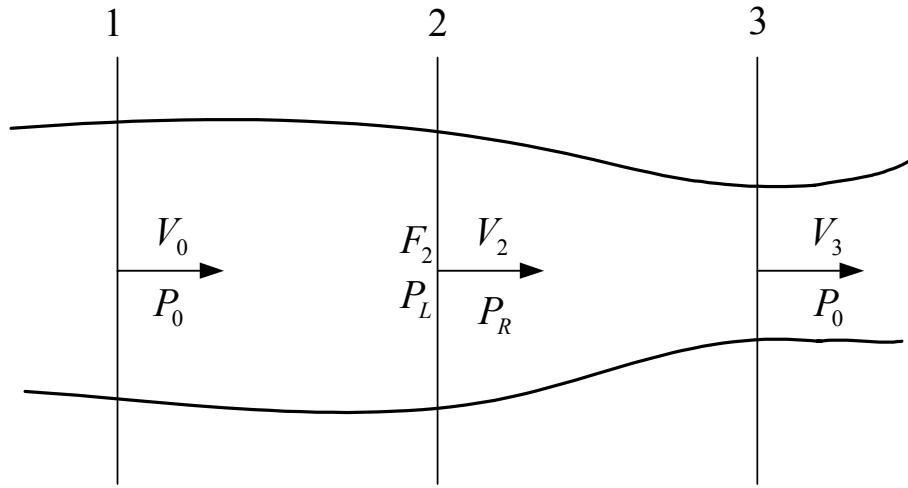


Fig. 2.2 Concept of actuator disc flow by propeller

이 방법은 다음과 같이 가정되었다.

- ① Actuator disc 모형은 프로펠러의 직경과 동일한 직경의 회전영역 (F_2) 으로 되어있다. 이 영역을 통과하는 유체입자는 갑작스런 수압상승의 지배를 받게 된다.
- ② Actuator disc 거동의 결과와 마찬가지로 Actuator disc 축 주변을 회전하며 수체가 분리되는 현상이 나타난다. 이 회전의 주기는 Actuator disc의 기준과 동일하다.
- ③ 추진기에 의한 유선의 파형은 Actuator disc 거동에 기인한 모멘트의 모든 변화로 흐름내에 한정된다.
- ④ Actuator disc로부터의 역류 속도는 균일하게 등분포하며 흐름속도 V_0 의 간섭을 받지 않는다. disc로부터 아래쪽으로는 흐름은 유체속도 $V_3 > V_0$ 의 유체가속의 결과와 같다.
- ⑤ 추진기분사류의 연속적인 단면에서의 속도분포는 균일하다.
- ⑥ Actuator disc로부터의 위쪽방향 흐름과 아래쪽 방향흐름으로의 추진기 회

전압은 순환압력 P_0 와 동일하다.

⑦ Actuator disc로부터의 유체의 위쪽방향 흐름과 아래쪽 방향흐름은 베르누이 정리와 유체의 연속방정식에 의하여 정의된다.

단면 1과 프로펠러 정면 방향의 단면과 다시 프로펠러 아래쪽 방향의 단면과 단면 3에 대해 쓰여진 베르누이의 정리로부터 추진기 분사류가 시작되는 지역에서의 단면 속도를 얻을 수 있다. 즉, 단면 3의 V_3 계산은 양적분사계수 (explicit thrust coefficient)와 프로펠러추진기 식에 따른 엔진출력에 대한 계선주 장력사이의 상관관계를 도입하여 다음 식을 얻을 수 있다.

$$V_0 = C \left(\frac{P_d}{D^2} \right)^{1/3} \quad (2.5)$$

여기서, P_d 는 엔진출력(W), 상수 C는 노즐식 프로펠러(Ducted propeller)에서 1.17이고 일반적으로 흔히 볼 수 있는 오픈타입프로펠러(Non Ducted propeller)에서는 1.48이다.

또 다른 초기유속의 산정에 대한 접근으로, Hamill & Johnston(1993)은 계수 C를 1.6으로 둔 다음의 식을 유도했다

$$V_0 = 1.6 \cdot n \cdot D \sqrt{K_T} \quad (2.6)$$

여기서 n은 스크류 순환율[S^{-1}], K_T 는 프로펠러의 분사계수이다. K_T 가 미지수일 때 다음의 간략식이 사용되어지며 식 (2.6)에 대하여 상대오차는 $\pm 20\%$ 이며, 본 실험에서 K_T 는 2장에서 언급한 Comstock의 추진기 특성

곡선을 이용하였다.

$$V_0 \cong 0.95 \cdot n \cdot D \quad (2.7)$$

추진기 분사류의 초기직경은 연속의 법칙으로부터 얻을 수 있다.

$$D = D/\sqrt{2} \quad (2.8)$$

2) 자유제트난류법칙

저면부근의 속도장은 제트진행의 표준상태의 특성전과기하학과 정규분포를 기반으로 하는 방사형속도 분포의 연동으로 중심속도($V_{xmax}/V_0 : f(x/D_{max} - \text{프로펠러면에서의 } x\text{거리 축속도})$)의 상대감소로부터 유도되어지는데, 프로펠러 제트의 세가지 특성영역에 대한 중심속도의 상대적 감소는 위 식으로부터 다음과 같이 유도된다.

① 초기 영역 (Region of starting, $x/D = 2.6$)

$$\frac{V_{xmax}}{V_0} = 1 \quad (2.9)$$

② 수로경계에 의해 교란되어지지 않은 제트전과 영역

$$\frac{V_{xmax}}{V_0} = 2.6 \left(\frac{x}{D} \right)^{-1} \quad (2.10)$$

③ 바닥의 영향을 받는 제트전과 영역

$$\frac{V_{xmax}}{V_0} = A \left(\frac{x}{D} \right)^{-a} \quad (2.11)$$

식 (2.11)에서의 멱급수 a 와 계수는 선미라인, 스크류 형태와 종류, 타의 배열, 한계전과영역의 표준상태에 의존한다.

a = 0.6 해저와 수면경계에 의한 한계

a = 0.3 측벽에 의한 부가한계

a = 0.57 스크류아래의 중앙 타에 의한 제트분리시의 수평제트
(Non ducted screw)이다.

a = 0.25 쌍스크류 운행시

또한, 프로펠러 디스크로부터 추진기 후방흐름의 정면까지의 거리는 D/2와 같다. 초기 속도장을 결정하는 또 다른 방법은 프로펠러에 의해 생성되는 계에서 와류의 추정에 근거한다. 이는 단순한 추정법으로, 좌표계의 난류는 프로펠러의 존재에 의해 생성되며, 프로펠러 축은 직선방향의 와류를 생성하고, 반대로 각각의 프로펠러 날은 나선형의 와류를 생성한다. 와류계의 특성값(순환 형태, 와류형태)은 프로펠러의 기하학적인 형태와 그 거동의 기준척도에 의존한다. 만약에 와류의 특성값이 알려진 값이라면, 프로펠러로부터 각각 아랫방향으로 속도장의 임의점에서 속도를 생성한다.

속도장 결정의 다음 단계는 추진기 확산의 공식으로 추정하는 것이다. 전과 방향에 대한 추진기의 후방흐름의 확산은 제트의 확산 진행의 효과와 유체의 환경과 배수류사이의 모멘트 변화의 결과이다. 이 현상은 추진기 후방 흐름축에 대한 방향과 동시에 전과방향에서의 속도분포 변화를 야기한다. 이 현상은 대개 자유수중제트 이론에 근거한 경험적인 공식으로 기술할 수 있다.

추진기 후방흐름현상에 대한 다음 그림은 연구의 초기단계에서 여러 학자의

각종 실험결과에서 얻어진 것으로 타가 없는 선박에서 제트의 발산은 모든 방향에 대해 약 25도의 원추꼴지점 형상을 나타내는 것으로 나타났다. 제트축에 위치한 방향타의 날은 그 표면 흐름으로 제트를 분할하여 개방수역쪽으로 전파되며, 저면흐름은 안벽과 저면방향으로 전파한다(Robakiewicz, 1966a).

추정되는 원뿔모양의 추진기 후방흐름은 프로펠러의 반경과 동일한 프로펠러 디스크의 뒤쪽에 위치하게 된다.

Robakiewicz는 1966년 실험에서 추진기 후방흐름의 확산이 저면 방향으로 25도, 개수면 방향으로 16도, 안벽방향으로 22-25도로 향하는 것과 저면 흐름 축이 저면을 향해서 15도, 안벽을 향해서 11도 기울어졌다는 것을 발견하였으며 아래의 Fig. 2.3과 같다.

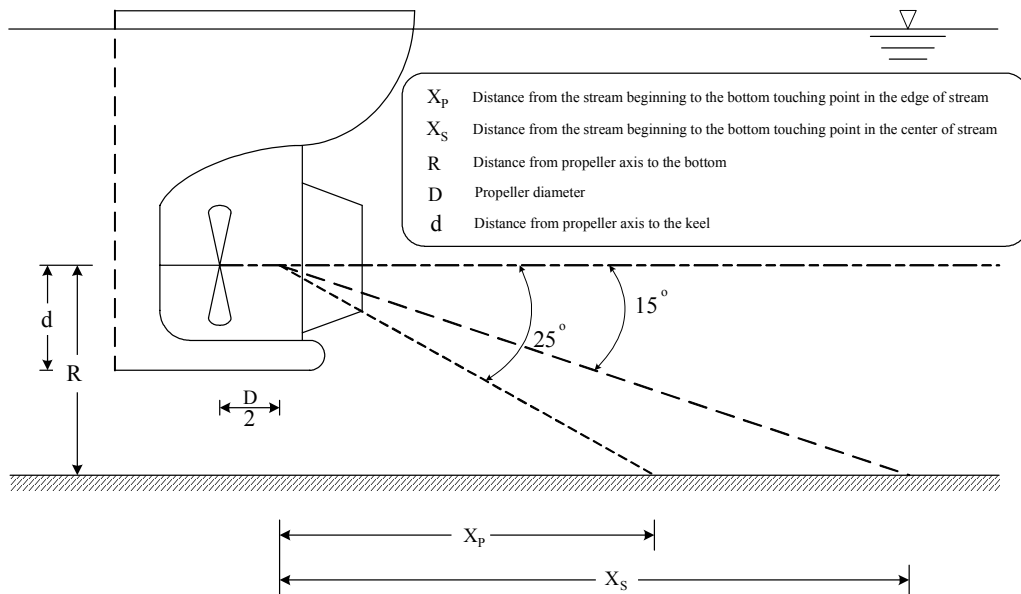


Fig. 2.3 Schematic diagram of bottom touch by the propeller jet

3) 기타 관련 인자

① 타의 영향

타(rudder) 이론에 의하면, 그 존재는 선박의 진로변경의 효과와는 별도로, 추진기 후방흐름을 똑바로 가게 하고 프로펠러의 추진력증가를 발생시킨다. 아래는 실험에 근거하여 정리된 추진기 후방흐름의 확산을 일으키는 타의 효과이다.

- ㉠ 타는 추진기 후류가 직진하는 회전스크류 경로에 위치하고 있다.
- ㉡ 타의 날은 추진기 후방제트를 수표면과 저면흐름으로 나눈다.
- ㉢ 추진기 후류축에서 속도변화는 선박의 타가 있거나 없거나 동일하다.
- ㉣ 타의 존재는 저면에 접촉하는 추진기 후방의 흐름제트, 즉, 추진기 아랫부분의 제트를 감소시킨다. (추진기 제트의 아랫부분)
- ㉤ 타각은 부두에서 선박의 중심부분까지의 위치와 타각에 의한 추진기 후방흐름의 우현방향 변침에서 45도 이내로 변화한다.
- ㉥ 타가 개방해면으로 45도 이동할 때 최소 저면속도가 발생한다.

② 수심의 영향

회전하는 선박의 프로펠러에 의해 발생하는 계선장 저면에서의 최대 속도는 계선장의 깊이가 증가하는 동안 급격히 감소된다. 이론적으로는 이것은 제트의 발원지로부터 거리가 증가하는 동안의 추진기 후방흐름의 확산 때문이며, 이 제트는 주변수에 흡수되고 그 에너지가 감소되게 된다. 저면 부근 유속이 안벽수심에 끼치는 영향은 계선장의 수심이 깊을 수록 그 영향이 미미하다.

③ 후진 회전의 영향

선박의 후진 모드에서 프로펠러의 특성은 요란된 흐름상태와 급격한 경사 분포로 인해 전진모드에서보다 악영향을 미친다(Robakiewicz, 1987). 추진력의 평균 손실률로 50%정도를 고려하여야 한다. 실험실의 시험에서 프로펠러의

후진거동에 의한 세굴 정도는 전진거동의 경우보다 약 3배에 달했으며 타의 위치는 동일했고 선박의 수평축에서의 가장 깊은 세굴을 나타내었다.

④ 노즐의 영향

프로펠러와 노즐의 잡아당기는 힘에 대한 시험에서 추진기 후방흐름의 전파와 저면침식현상은 노즐이 없는 프로펠러의 경우와 흡사했다. 그러나 노즐이 없는 추진기는 생성된 속도에 대해 계산 과정을 달리하고 있는데, 독일 과학자들은(Blaau, 1978; Verhey, 1983) 추진기 후방 흐름축의 속도변화에 대한 계산에 자유 수중흐름 이론을 도입하였다.

한편, Fuehrer(1985)는 추진기 후방의 현상과 저면에 대한 영향의 폭넓은 연구결과를 정리하였는데 저면 근처에서의 안벽의 깊이를 고려하거나, 프로펠러 축과 저면사이의 거리 h_p 를 고려하여 최대유속을 계산하는 공식을 제안했다.

$$V_b = V_3 \times E \times (h_p/D)^{-1} \quad (2.12)$$

여기서, E=0.71 : 선박의 타가 중앙에 위치할 때

E=0.42 : 선박의 타가 없을 때

E=0.25 : 노즐에 들어있는 프로펠러를 가진 선박에 대해서

4) 저면속도 분포와 저면 세굴의 관계

보호되지 않은 저면에 대해 조선소 부근의 도크에서 트롤선의 기본형을 대상으로 하는 시험으로 프로펠러가 유발하는 수리학적 저면부하를 예측한 결과 심각한 세굴현상을 나타내었다(Robakiewicz, 1987).

이 실험에서 세굴의 진행정도는 시간과 도크시험장의 시설과 인접한 안벽의 안전을 좌우하는 선박출력에 좌우된다. 또한 지역제한조건에 따라 제트전과형

태에의 영향과 도크 전역에 퇴적의 가능성을 검토하여 저면상의 프로펠러 분류의 이론적인 최대치 위치에서 선박 뒷부분에 대한 국지적인 세굴의 초기현상이 일치하는 결과를 얻었다. 요약하면, 세굴거동 검토결과는 선박에 인접한 저면에 대해 추진기로 인한 저면속도장이 세굴 진행에 깊이 관계한다는 것이 확인되었다.

돌핀과 안벽 모서리사이에서 프로펠러 유입궤도의 편향은 접안선박의 우현 직각방향으로 나타난다. 또한 이와 반대측인 선미에 선박축과 거의 평행한 시계방향으로 회전하는 강한 회전류가 존재한다.

부두지역의 우측방향으로의 강한 추진력의 교차에 의한 분사로 흐름량의 증가가 야기된다. 이와 같은 속도벡터장으로 인한 최종 세굴치를 분석하여, 제트가 표면수 영역위에 오른쪽 방향으로 45~60도의 편차로를 가지는 것으로 알려져 있으며, 이로부터 제트분사와 저면침식의 강한 모멘트활동의 비대칭현상이 발생하게 된다.

2.1.2 추진기에 의한 운동량 이론

1) 운동량 이론

추진기는 일을 할 때 유체를 가속시켜서 추진력을 갖게 된다. 이것은 뉴턴의 운동의 법칙, 즉 어느 물체의 운동상태에서 크기와 방향을 변화시키기 위한 힘과 두 물체에 작용 및 반작용의 법칙에 관계된다. 뉴턴의 제 2 법칙은 다음 식으로 나타난다.

$$F = m \frac{dv}{dt} \quad (2.13)$$

여기서 F 는 물체에 작용하는 힘, m 은 물체의 질량, dv/dt 는 물체의 가속

도를 나타낸다. 이 식을 0에서 t 초 동안에 적분을 행하면,

$$\int_0^t F dt = mv_2 - mv_1 \quad (2.14)$$

이 때 v_1 과 v_2 는 시간간격의 시작과 끝의 속도를 나타내며, 식 (2.14)은 시간 0에서 t까지의 충격력을 나타내며 질량과 속도의 곱을 운동량이라 한다.

$$\int_0^t F dt \quad (2.15)$$

주어진 시간동안의 충격력은 이 시간간격동안 힘에 의한 전 운동량의 변화와 같다.

2) 추진기에 의한 운동량 이론

운동량이론에 추진기의 운동을 적용하려면 이상적인 조건에서, 추진기를 유체가 통과하는 압력의 급격한 증감으로 구분하게 하는 디스크 또는 기기로 간주하며 이는 다음의 가정을 필요로 한다.

- ① 추진기는 통과하는 모든 유체에 대해 균일한 가속도로 분리하여 추진력이 디스크에 대해 균등하게 분포된다.
- ② 흐름은 마찰이 없다.
- ③ 추진기로 유입하는 물은 제한이 없다.

추진기의 디스크 면적을 A_0 라고 하고 제약을 받지 않는 유체가 균일한 속도 V_A 로 진행한다고 하자. 이 경우에는 Fig. 2.4과 같이 이 시스템을 같은 속

도 V_A 의 균일한 흐름에 대해 정지한 디스크로 대신하여도 동수력은 변하지 않는다.

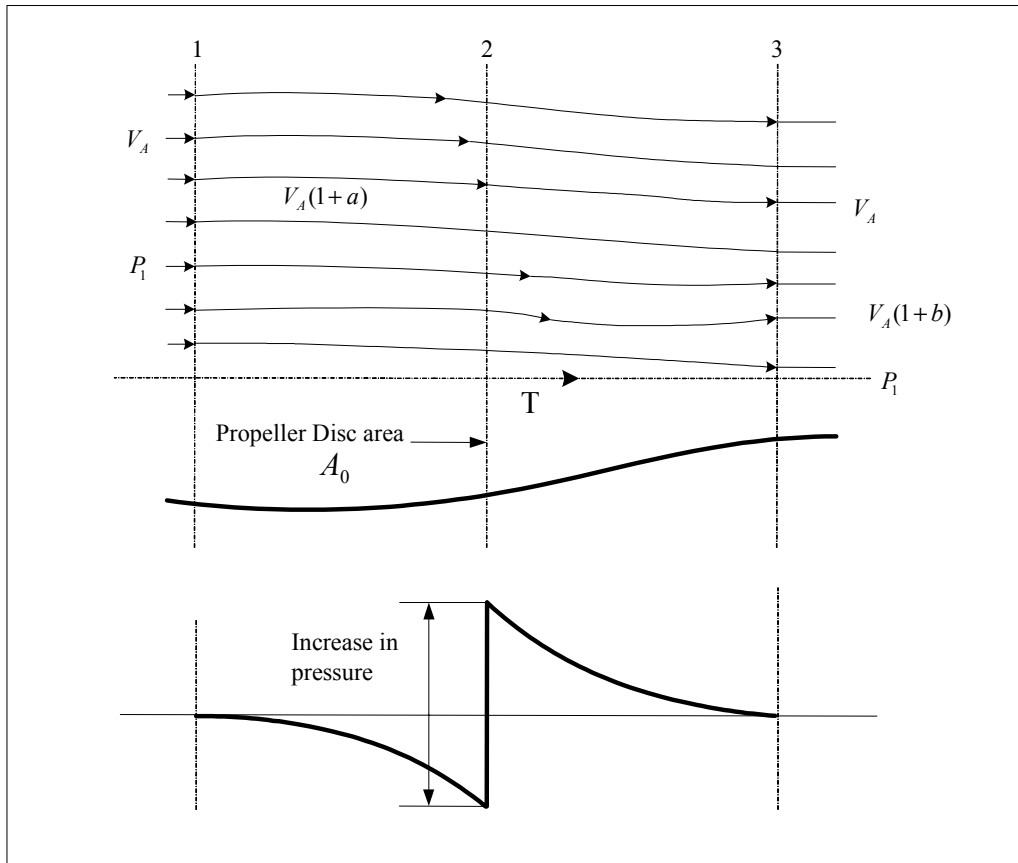


Fig 2.4 Velocity and pressure changes at the propeller plane by momentum theory

디스크보다 앞으로 어느 정도 떨어진 1단면에서 흐름의 속도는 V_A 이고 유체의 압력은 p_1 이다. 디스크에서 뒤로 어느 정도 떨어진 3단면에서의 흐름 속도는 추진기의 작용에 의해 선미방향의 속도가 커지게 되는데 $V_A(1+b)$ 로 나타낼 수 있다. b 는 축방향의 유출계수를 나타낸다. 유체는 디스크에 이르거나 통과하기 전에 이와 같이 증속될 것이다. 따라서, 단면 2에서는 속도가

V_A 를 증가하게 될 것이며 우리는 이것을 $V_A(1+a)$ 로 나타내는데 a 는 축방향의 유입계수를 나타낸다.

이 흐름에 대한 압력 중에서 p_1 을 디스크보다 앞쪽으로 어느 정도 떨어진 지점에서의 압력이라고 하면 베르누이 방정식에 따라 속도가 증가하면 압력이 감소하므로, 유체가 디스크 쪽으로 접근하면 감소하게 되고, 디스크에서는 불확실한 인자로 인해 p_1 보다 어느 정도 큰 값을 나타내며, 이 단면보다 하류로 감에 따라 점차 감소한다. 단면 3을 하류방향으로 디스크에 어느 정도 떨어진 곳이라고 하면 압력을 p_1 이라 하고 흐름이 진행하는 쪽의 외측에 압력과 같아진다.(김 등, 1977)

단위시간에 디스크를 통과하는 물의 양은 식 (2.16)로 계산된다.

$$Q = V_A(1+a)A_o \quad (2.16)$$

유체로부터 이탈되는 회전효과를 무시하면 단위시간당 운동량의 변화는 $\rho Q[V_A(1+b) - V_A]$ 로 나타낼 수 있으며, 이것은 디스크의 추진력인 토크 T 와 같아져야 한다. 따라서,

$$\begin{aligned} T &= \int_0^t F dt = \rho Q V_A b \\ &= \rho A_o (V_A)^2 (1+a) b \end{aligned} \quad (2.17)$$

단위시간당 총 일의 양은 유체의 운동에너지 증가량과 같으며, 마찰력을 무시하였으므로 단위시간당 운동에너지의 증가량은 식 (2.18)로 주어진다.

$$\begin{aligned}
\frac{1}{2} \rho Q [(V_A)^2(1+b)^2 - (V_A)^2] &= \frac{1}{2} \rho Q (V_A)^2 (b^2 + 2b) \\
&= \rho Q (V_A)^2 b \left(1 + \frac{b}{2}\right) \\
&= TV_A \left(1 + \frac{b}{2}\right)
\end{aligned} \tag{2.18}$$

이와 같은 운동에너지의 증가량은 추진기 토크에 의해 물에 행해진 일로 표시되며 단위시간당 $TV_A(1+a)$ 와 같다. 따라서 이것을 정리하여,

$$\begin{aligned}
TV_A(1+a) &= TV_A \left(1 + \frac{b}{2}\right) \\
\text{or } a &= \frac{b}{2}
\end{aligned} \tag{2.19}$$

또한, 선미방향의 속도를 1/2 증가는 디스크에 달하기 전에 유체로부터 얻어진다. 추진기에 의해 얻은 가용 일, 즉 디스크에 의해 행해진 일은 TV_A 이다. 이상적 효율 η_1 은 식 (2.20)과 같다.

$$\begin{aligned}
\eta_1 &= \frac{\text{useful work obtained}}{\text{work expended}} \\
&= TV_A / TV_A(1+a) \\
&= 1/(1+a)
\end{aligned} \tag{2.20}$$

추진-하중계수를 식 (2.21)으로 정의하면 효율 η_1 은 식 (2.22)과 같아진다.

$$C_T = \frac{T}{\frac{1}{2} \rho A_o (V_A)^2} \tag{2.21}$$

$$\eta_1 = \frac{2}{1+(C_T+1)^{1/2}} \quad (2.22)$$

추진계수 K_T 는 Comstock(1967)이 식 (2.23)과 같이 정의하였으며, 속도계수 J_t 는 식 (2.24)와 같다.

$$K_T = \frac{3600 T}{\rho n^2 D^4} \quad (2.23)$$

$$J_T = \frac{101.33 V_A}{nD} \quad (2.24)$$

여기서 ρ 는 물의 밀도, n 은 선박 추진기의 분간회전속도(RPM), D 는 추진기의 직경, V_A 는 선속을 노트로 표기한 것이다.

Fig 2.5는 개방해역에서 추진기의 특성곡선을 나타낸 것이다. 추진기보다 훨씬 뒤 부분에서의 평균속도를 구하기 위해서는 운동량방정식으로부터 다음을 만족하여야 한다.

- ① J_t 는 식 (2.24), 선속, 추진기의 직경과 회전속도로부터 구한다
- ② K_T 는 추진기-특성곡선으로부터 구한다.
- ③ 추진력, 토크 T 는 식 (2.23)로부터 평가한다.
- ④ C_T 는 식 (2.21)으로부터 구해진다.
- ⑤ η_1 는 식 (2.22)로부터 구해진다.
- ⑥ 일단 η_1 이 얻어지면 식 (2.20)를 이용하여 a 가 평가된다.
- ⑦ b 는 식 (2.19)로부터 구하고, $V_A(1+b)$ 에 대해 풀 때 사용한다.

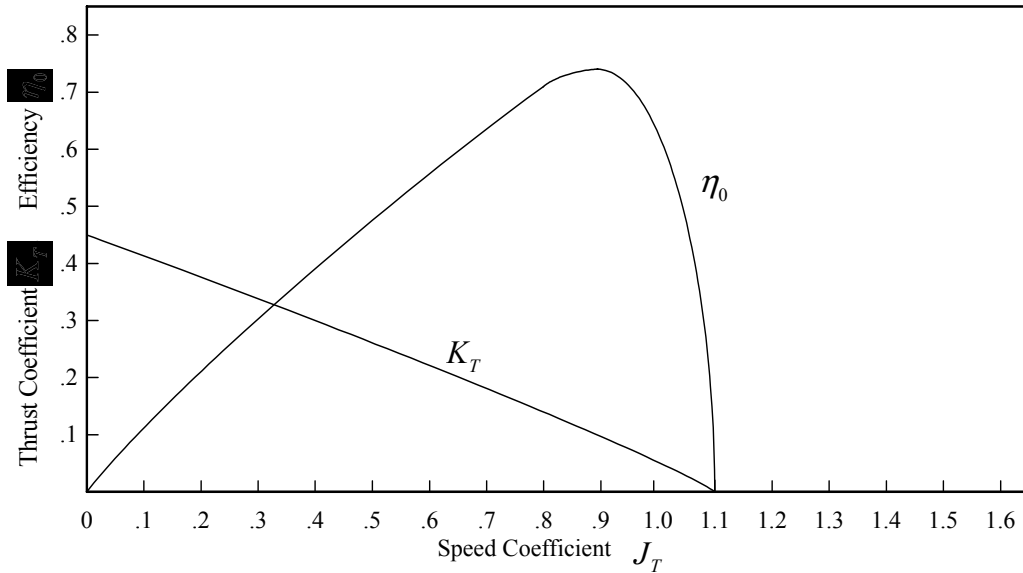


Fig. 2.5 The characteristic curves of propeller in open water area (Comstock, 1967)

일단 추진기의 하류방향의 초기 속도장을 구하면 추진기에 의해 영향을 받고 추진기에 의해 야기되는 속도분포와 같도록 수치모델을 개발할 수 있다.

2.1.3 속도분포

추진기의 하류부분에서 속도분포를 시뮬레이션하기 위하여 가우스 정규확률 함수를 사용할 수 있는데, 이는 일반적으로 제트류는 가우스 정규확률함수의 경향을 따르는 것으로 가정할 수 있기 때문이다(Albertson et al., 1950).

난류제트의 이론을 수립할 때 압력은 운동의 전 영역에서 정수압 분포를 보이고, 운동량플럭스는 일정하며, 혼합영역내의 모든 구간에서 흐름은 동력학적 상사를 만족하는 것으로 가정한다.

가우스 정규확률함수는 다음 식과 같이 나타낸다.

$$\frac{V}{V_m} = \exp\left(\frac{-y^2}{2\sigma^2}\right) \quad (2.25)$$

여기서 V 는 임의지점에서 제트 축방향의 속도, V_m 은 흐름의 출구부분에서 어느 거리 x 에서의 제트 중앙선을 따라 나타낸 축방향 속도, y 는 x 에 직교하는 좌표축, σ 는 수학적으로는 표준편차를, 물리적으로는 Fig 2.6에서와 같이 최대속도경사지점에 대한 제트중앙선으로부터의 거리를 나타낸다.

Fig. 2.7과 같이 제트의 하류에서는 초기영역(흐름발달시작영역)과 흐름발달 영역의 2개 영역이 있다. 초기영역은 배출지점의 인접영역으로 이의 한계는 혼합영역이 제트가 난류로 변하는 중앙부분으로 진출했을 때이며 그 이후는 흐름발달영역으로 한다. 초기영역과 흐름발달영역에 대한 조건은 최초로 Tollmien(1926)에 의해 이론적으로 조사되었으며 실제 실험은 이루어지지 않았다.

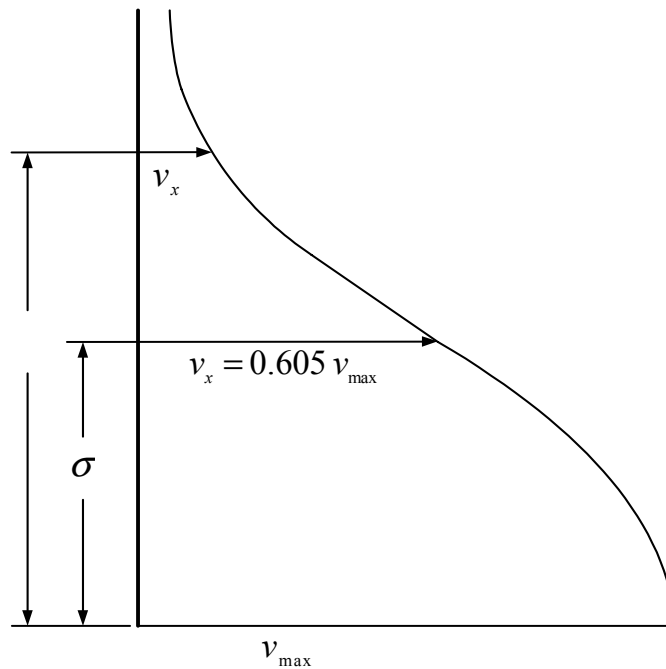


Fig. 2.6 Characteristics of the normal probability curve

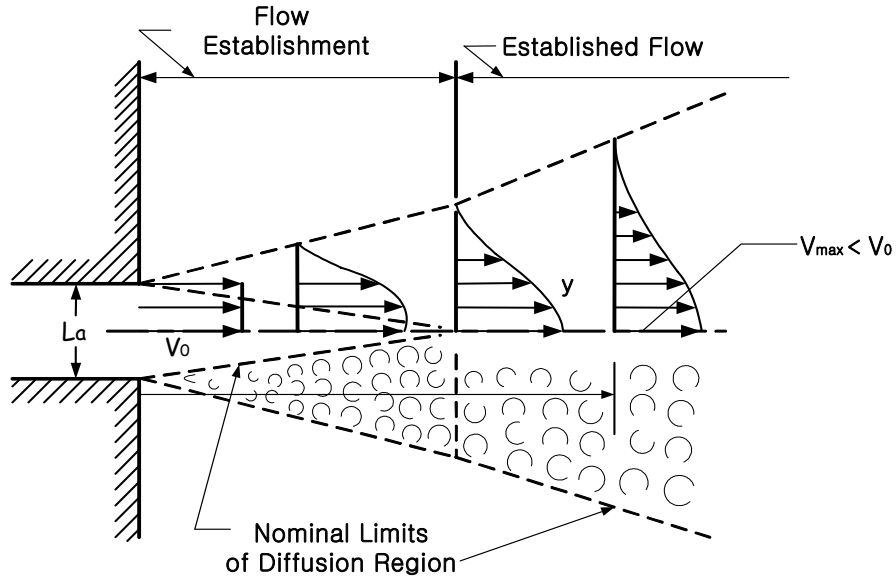


Fig. 2.7 Define of jet mixing region and two flow zones.

그 이후 여러 학자들에 의해 확산영역의 어느 단면에서 일정한 와점성상수의 가정을 도입한 시도에 이어 Albertson et al.(1950)가 체적플럭스, 운동량플럭스 및 에너지 플럭스를 이들 두 영역에 대한 방정식을 수립하는데 사용하였다. 이 공식은 실험측정치를 통해 입증이 되었는데 그 결과는 다음과 같다.

1) 초기영역(흐름발달시작영역)

① 거리 x 지점에서의 슬롯형의 경우

$$y > \frac{B_0}{2} - C_1x : \frac{V}{V_0} = \exp \left[-\frac{\left(y + \frac{1}{2} \sqrt{\pi} C_1 x - \frac{1}{2} B_0 \right)^2}{2C_1^2 x^2} \right] \quad (2.26)$$

$$y < \frac{B_0}{2} - C_1x : \frac{V}{V_0} = 1 \quad (2.27)$$

② 거리 r 인 방사형좌표계에서 원형오리피스외의 경우

$$r > \frac{D_o}{2} - C_2x : \frac{V}{V_o} = \exp\left[-\frac{\left(r + C_2x - \frac{1}{2}D_o\right)^2}{2C_2^2x^2}\right] \quad (2.28)$$

$$r < \frac{D_o}{2} - C_2x : \frac{V}{V_o} = 1 \quad (2.29)$$

이 식에서 실험에서 구해진 상수 C_1 및 C_2 의 값을 적용하면 식 (2.26) 및 (2.28)은 다음과 같이 정리된다.

$$\text{슬롯} : \log_{10} \frac{V}{V_o} = -18.4 \left(0.096 + \frac{y - \frac{1}{2}B_o}{x}\right)^2 \quad (2.26a)$$

$$\text{원형오리피스} : \log_{10} \frac{V}{V_o} = -33 \left(0.081 + \frac{r - \frac{1}{2}D_o}{x}\right)^2 \quad (2.28a)$$

2) 흐름발달영역

$$\text{슬롯} : \frac{V}{V_o} = \sqrt{\frac{1}{C_1\sqrt{\pi}} \frac{B_o}{x}} \exp\left[-\frac{1}{2C_1^2} \frac{y^2}{x^2}\right] \quad (2.30)$$

$$\log_{10} \frac{V}{V_o} \sqrt{\frac{x}{B_o}} = 0.36 - 18.4 \frac{y^2}{x^2} \quad (2.30a)$$

$$\text{원형오리피스} : \frac{V}{V_o} = \frac{1}{2C_2} \frac{D_o}{x} \exp\left[-\frac{1}{2C_2^2} \frac{r^2}{x^2}\right] \quad (2.31)$$

$$\log_{10} \frac{V}{V_0} \frac{x}{D_0} = 0.79 - 33 \frac{x^2}{x^2} \quad (2.31a)$$

흐름발달영역의 중심선을 따라 속도방정식 V_m 은 다음과 같이 각각 나타낼 수 있다.

$$\text{슬롯 : } \frac{V_m}{V_0} \sqrt{\frac{x}{B_0}} = 2.28 \quad (2.30b)$$

$$\text{원형오리피스 : } \frac{V_m}{V_0} \frac{x}{D_0} = 6.2 \quad (2.31b)$$

이상의 식에서 V_0 는 제트의 초기속도, B_0 는 슬롯의 폭, D_0 는 원형오리피스의 직경, x 는 제트축방향에서 속도를 구하고자 하는 좌표지점을 나타낸다. 아래의 그림은 Tollmien의 속도분포를 Albertson et al.(1950)의 실험자료와 비교한 것으로 식 (2.32)에서 제트의 구조를 나타내는 경험계수 $a=0.09$ 를 취하였을 때 이론치와 실험치가 잘 일치됨을 알 수 있다.

$$\frac{\phi}{axu_0} = F(\phi) = -0.0176e^{-\phi} + 0.1337e^{\frac{\phi}{2}} \cos\left(\frac{\sqrt{3}}{2}\phi\right) + 0.6876e^{\frac{\phi}{2}} \sin\left(\frac{\sqrt{3}}{2}\phi\right) \quad (2.32)$$

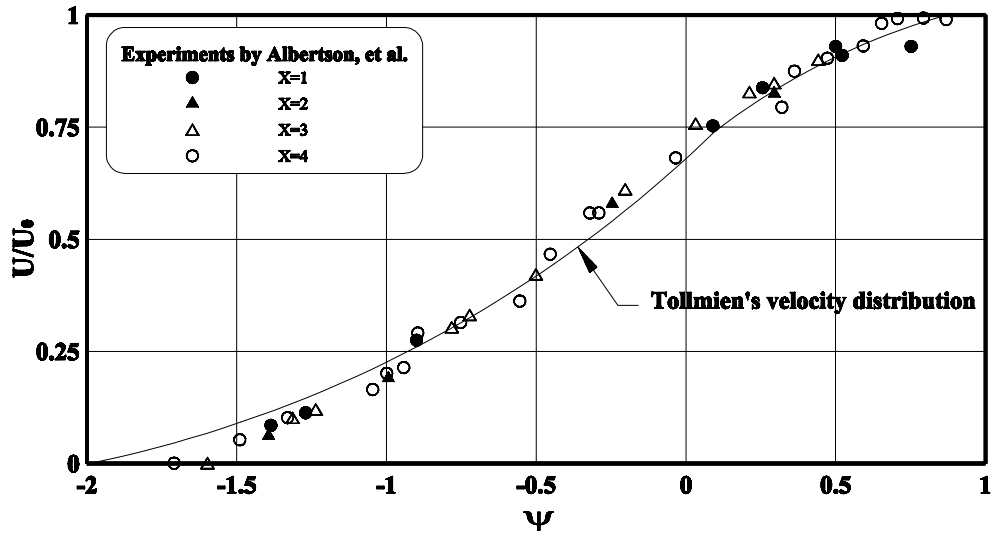


Fig. 2.8 Boundary velocity profile for submerged jet ($\bar{X}=x/b_0$)

2.2 표사 수송이론

2.2.1 이론적 배경

표사(Littoral Drift)는 소류사, 도약사 또는 부유사의 형태로 해수의 흐름에

의해 이동된다. 수송의 각 형태는 단일 형태 또는 각각을 조합한 형태로 이루어진다. 보통 표사의 수송은 앞의 세가지 형태에 의해서 동시에 발생한다. 소류사는 해저면 또는 저면에 가까운 부근 역에서 주로 입자가 큰 것들로 구성되어 있으며 바닥에서 구르거나 미끄러지면서 이동하게 되며 바닥과는 실질적으로 접촉이 계속 이루어 지는 것이 특징이다.

도약사는 해저면을 따라 반사하는 물질로 구성되어 있다. 즉, 부딪쳐서 그 충격에 의해 직접적 또는 간접적으로 이동하게 된다. Bagnold(1966)는 탁구공처럼 이동하는 도약사의 움직임에 대하여 가시화 한 바 있다. 부유사로부터 도약사를 구분한다는 것은 매우 어렵다.

부유사는 난류장의 상향성분에 의해 수중에 부유하는 작은 물질로 구성되어 있으며 해저면에 점토가 주로 침식되는 영역에서는 부유사가 소류사에 비하여 수송과정에 더 중요한 역할을 한다.

2.2.2 소류사 수송이론 및 방정식

수년간 합리적인 접근방법에 대한 시도가 있었으나, 소류사 수송을 결정하기 위한 방정식은 그 근원이 경험적이다. 물론 세기가 바뀌면서 소류사에 대한 관심이 커졌지만, 여전히 소류사의 움직임을 정확하게 예측하는 것은 불가능하다. 기본가정은 느슨한 해저물질이 흐름의 작용에 의해 층으로 이동된다는 것이다. 이미 이전의 연구자들이 해저면의 최상층은 물과 바닥면 사이의 전단력에 의해 움직이기 시작한다는 것을 입증하였다. 에너지가 주로 마찰력을 극복하기 위하여 분산되는 흐름에서는 전단력 τ_0 를 구동력이라 하고 다음 식 (2.33)과 같이 정의하는데 여기서 γ 는 물의 단위체적중량, d 는 흐름이 속한 수심, S_e 는 에너지구배를 나타낸다.

$$\tau_o = \gamma d S_e \quad (2.33)$$

만일 이 전단력이 해저물질의 저항력보다 커지면 해저면은 움직이게 된다. 수송율은 이 두가지 힘의 차이의 함수로 나타난다. 소류사 수송에 대한 DuBoys 방정식은 수송율을 흐름의 조건에 관련시킨 최초의 반 이론적인 접근이다. 어떤 양의 표사가 구동력의 초과분에 의해 움직이기 시작한다는 가정을 기초하여 DuBoys는 소류사 수송율이 움직임을 야기하는데 필요한 한계치 이상으로 구동력의 초과부분에 비례한다고 결론지었다. 따라서, DuBoys는 식 (2.34)와 같은 전통적 소류사 공식의 형태를 제안하였다.

$$q_s = C_s \tau_o (\tau_o - \tau_c) \quad (2.34)$$

여기서 q_s 는 수송율, C_s 는 표사의 성질에 따르는 표사계수, τ_o 및 τ_c 는 각각 현재 및 한계 구동력을 나타낸다. 이 식은 간단하기 때문에 과거에 널리 이용되어 왔던 것이다.

1936년에 Shields는 소류사 수송에 대한 방정식을 개발하였다. 그의 소류사 방정식은 차원적으로 동차이다. 작용력을 전단력에 국한시켜서 Shield는 식 (2.35)를 개발하였다(Vanoni, 1975).

$$\frac{\tau_o}{(\gamma_s - \gamma)d_s} = f\left(\frac{U^* d_s}{\nu}\right) \quad (2.35)$$

이때 τ_o 는 바닥에서 한계전단응력, γ_s 및 γ 는 각각 표사와 유체의 비중, d_s 는 표사입경, ν 는 유체의 운동점성계수, U^* 는 전단유속을 나타낸다. 함수 f 는 Fig 2.9에서 나타낸 Shields 그래프에서 빗금친 영역으로 표시하였다. 이

자료는 인위적으로 바닥면을 평평하게 고른 위로 완전히 발달한 난류가 가해진 경우에서의 수리모델 실험으로 얻은 것이다.

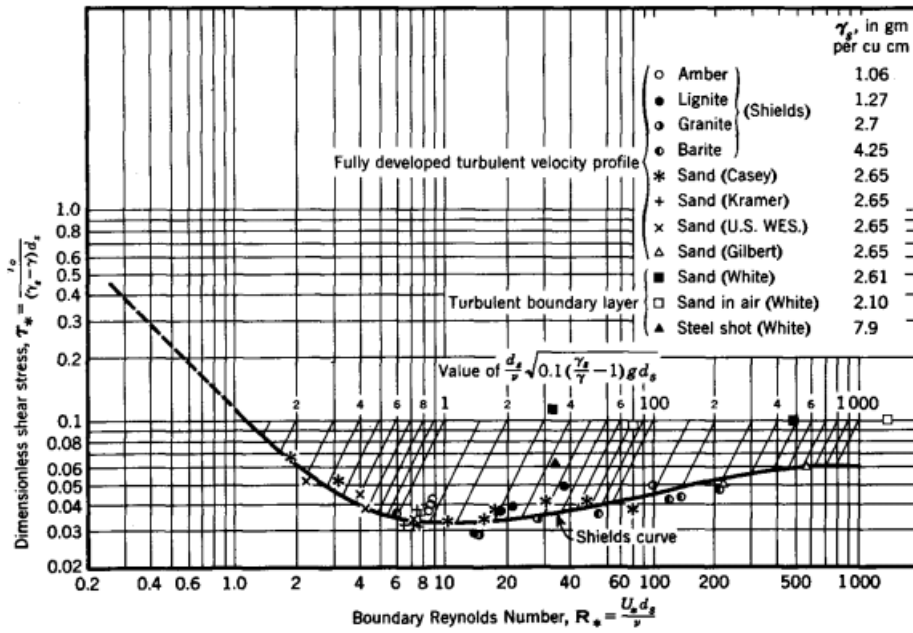


Fig. 2.9 Shields diagram for sediment incipient motion

한계전단응력의 값은 표사량에 대한 전단응력의 관측 그래프로부터 Shields에 의해 결정된 것이다. White(1940)는 표사입자 주위의 흐름이 층류인 흐름과 관련한 식을 구하였다.

$$\frac{\tau_o}{(\gamma_s - \gamma)d_s} = 0.18 \tan \theta \quad (2.36)$$

여기서 θ 는 유체내에 잠긴 표사의 휴지각(angle of repose)이다. 방정식의 형태는 표사입자에 대하여 마찰력과 중력의 상호작용을 고려한 것으로 상수항은 수리실험에 의해 구하였다. 난류에 대해 White(1940)는 한계전단응력이 층

류에 대한 것의 1/2정도인 것을 발견하였다. 그는 경계에서의 전단응력 및 표사입자에 작용하는 힘 중에서 변동을 야기하는 난류에서 속도의 변화에 대한 차이를 나타내었다. 1950년에 Einstein은 흐름과 표사의 특성으로부터 소류사량을 계산하는 과정을 제시하였는데 이 과정에서는 흐름의 강도와 관련한 표면에서 소류사 운동의 확률을 계산한다. Einstein의 소류사방정식은 식 (2.37) 및 식 (2.38)과 같다.

$$P = 1 - \frac{1}{\sqrt{\pi}} \int_{-B^*\psi^*-1/n_0}^{B^*\psi^*-1/n_0} e^{-t^2} dt = \frac{A^*\Phi^*}{1-A^*\Phi^*} \quad (2.37)$$

$$\Phi^* = \frac{q_B}{\rho_S g} \left(\frac{\rho}{\rho_S - \rho} \right)^{1/2} \left(\frac{1}{g D_S^3} \right)^{1/2} \quad (2.38)$$

이때 A^*, B^*, η_0 는 공통인수이다.

해저 표사의 크기가 일정하지 않는 경우 Einstein의 과정에서는 ϕ 및 ψ 값을 조정하여야 한다. 그의 경우 해저표사의 개별크기 등급에 조정을 가하여 ϕ^* 및 ψ^* 로 나타내었다. Einstein이 제시한 결과에서는 ψ^* 가 커질 때 소류사량의 급격한 감소를 나타낸다. 특정 ϕ^* 값에 대하여 소류사량의 일부분은 해저표사의 일 부분에 대한 중량의 백분율에 비례한다. Kalinske는 1967년에 난류의 개념을 한계구동력 이론에 적용하였다. 그는 소류사 수송 방정식을 식 (2.39)과 같이 나타내었다.

$$\frac{q_s}{U_* \gamma_s D_s} = f\left(\frac{\tau_c}{\tau_0}\right) \quad (2.39)$$

이 때 U_* 는 전단유속, D_s 는 표사입경, f 는 난류의 특성과 관계되는 함수

이다.

1948년 Meyer-Peter 공식이 Zurich 수리실험소에서 개발되었으며 유럽에서 꽤 널리 사용되었다. 최초에 발표되었던 것은 식 (2.40)과 같다.

$$\frac{q_b^{2/3} S_e}{D_s} = a + b \frac{q_b^{2/3}}{D_s} \quad (2.40)$$

여기서 $q_b = VR_b - V$ 는 흐름의 평균속도, R_b 는 바닥의 수력반경을 나타낸다.

1956년 Bagnold는 표사입자크기가 균일한 물질에 대한 수송함수와 전단함수 사이의 관계를 예측하는 이론을 개발하였다. 이 수송함수는 ① 소류사수송함수 ϕ_b , ② 부유사수송함수 ϕ_s 로 구성되며, Bagnold는 에너지 분포가 ϕ_s 로 표시된 일률이 ϕ_b 로 표시된 일률과 같은 것으로 가정하여 식 (2.41) 및 식 (2.42)으로 나타내었다.

$$\phi_s = \phi \left(\frac{B_s}{B_b} \right) \quad (2.41)$$

$$\phi_t = \phi_s \left(\frac{1+B_s}{B_b} \right) \quad (2.42)$$

여기서 ϕ_b, ϕ_s, ϕ_t 는 각각 소류사, 부유사 및 총수송함수를 나타내고, B_b 는 ϕ_b 의 무차원 부분을 나타낸다.

1972년 Sternberg는 소류사수송을 추정하기 위한 공식으로 다음 식 (2.43)을 제안하였다.

$$\left(\frac{\rho_s - \rho}{\rho_s} \right) g_j = K_\rho U_*^3 \quad (2.43)$$

이 때 j 는 표사의 질량수송량($g/cmsec$), ρ_s 및 ρ 는 각각 표사와 유체의 밀도, g 는 중력가속도, K 는 유체가 표사를 수송할 수 있는 능력을 나타내는 비례계수, U^* 는 마찰속도를 나타낸다.

2.2.3 부유사 수송이론 및 방정식

층적층의 수로바닥에 얼마 비율의 미세입자가 포함되어 있는 경우에는 수송의 어느 정도가 부유사에 해당하게 된다. 선박 추진기로부터 발생하는 높은 난류수준 때문에 미세입자를 수송하는 능력은 매우 높다.

1933년 O'Brien은 부유물질의 분포에 대한 기본 방정식을 제시하였다. 표사 수송계수 ϵ_s 는 운동확산계수 ϵ_m 과 거의 같은 것으로 하여 식 (2.44)의 평형 방정식을 유도하였다.

$$c\omega = \epsilon_s \frac{dc}{dy} \quad (2.44)$$

여기서 C 는 바닥에서 y 높이에서 표사의 농도, w 는 표사의 침강속도, ϵ_s 는 표사의 확산계수를 나타낸다. 이 식을 적분하면 식 (2.45)을 얻을 수 있다.

$$\ln \frac{C}{C_a} = -\omega \int_a^y \frac{dy}{\epsilon_s} \quad (2.45)$$

이 경우 C_a 는 임의의 기준높이 $y=a$ 에서의 농도를 나타낸다. Vanoni(1975)에 따르면 1934년 Von Karman은 식 (2.46)을 이용하여 식 (2.47)의 관계식을 유도하였다.

$$\ln \frac{c}{c_a} = -\rho\omega \int_a^y \frac{1}{\tau} \left(\frac{d\bar{u}}{dy} \right) dy \quad (2.46)$$

여기서 τ 는 전단응력이다. 수심에 대해 폭이 넓은 균일개수로 흐름에서 어느 수심에서 전단력에 대한 표현은 식 (2.47)와 같다.

$$\tau = \tau_0 \frac{d-y}{d} \quad (2.47)$$

여기서 τ_0 는 수로 바닥에서의 전단력, d 는 흐름이 존재하는 수심을 나타낸다. 식 (2.47)를 식 (2.46)에 대입하면 식 (2.48)의 관계식을 얻을 수 있다.

$$\ln \frac{c}{c_a} = -\frac{\omega}{\frac{\tau_0}{\rho}} \int_a^y \left\{ \frac{\frac{d\bar{u}}{dy}}{\frac{d-y}{d}} \right\} dy \quad (2.48)$$

식 (2.49)과 같은 Von Karman의 통상속도감쇄법칙을 식 (2.48)에 도입하면 관계식 (2.50)을 얻을 수 있다.

$$\frac{d\bar{u}}{dy} = \frac{1}{k} \sqrt{\frac{\tau_0}{\rho}} \frac{1}{y} \quad (2.49)$$

$$\ln \frac{c}{c_a} = -\frac{\omega}{k\sqrt{\frac{\tau_0}{\rho}}} \int_a^y \frac{1}{y} \frac{dy}{\frac{d-y}{d}} \quad (2.50)$$

여기서 k 는 Von Karman상수이다. 식 (2.50)을 적분하면 다음을 얻을 수

있다.

$$\frac{c}{c_a} = \left(\frac{d-y}{y} \frac{a}{d-a} \right)^z \quad (2.51)$$

이 때 z 는 식 (2.52)과 같다.

$$z = \frac{\omega}{k\sqrt{\tau_o/\rho}} \quad (2.52)$$

부유사분포 방정식은 Rouse(1959)가 제안하였다. Brooks(1963)는 속도분포가 로그함수를, 농도는 부유사 방정식을 따르는 것으로 간주하여 다음과 같이 나타내었다.

$$q_s = \int_{y_0}^d C u dy \quad (2.53)$$

이때 C 는 부유사의 농도, u 는 흐름속도, y 는 바닥으로부터 높이, y_0 는 적분의 하한, d 는 전 수심을 나타낸다.

하한은 다음의 세 방정식으로부터 하나를 합리적으로 선택할 수 있다.

- ① $\eta_o = \frac{2D_s}{d}$
- ② $\eta_o = e^{-k\frac{\eta_o}{u} - 1} u(\eta_o) = 0$
- ③ $\eta_o = \left(\frac{C_{md}}{C_b} \right)^{1/z} C(\eta_o) = C_b$

여기서 $\eta_0 = \frac{y_0}{d}$ 이다. Brooks는 가장 합리적인 것으로 η_0 의 값을 최대로 하는 방정식을 선택하는 것으로 제안하였다.

1969년에 Ammar(1969)는 Einstein의 공식을 사용하고 로그속도분포를 가정하여 다음과 같은 식을 제시하였다.

$$\varphi = \frac{\rho_s - \rho}{\rho} \frac{gD_s}{U_*^2} \quad (2.54)$$

$$u = 5.75 U_* \log \frac{y}{y_0} \quad (2.55)$$

이 때 u 는 수심 y 에서 흐름 속도, U_* 는 전단유속, 수리학적으로 거친 바닥면에 대하여 $y_0 = D_s/10$, 수리학적으로 매끄러운 바닥면에 대하여 $\phi = D_s/30$, D_s 는 바닥면의 표사입경을 나타낸다. 비중이 2.65인 표사입자를 움직이기 시작하는 속도를 Table 2.1에 나타내었다.

Garrelts(1969)는 수로의 저면에서 추진기의 영향을 평가하였는데, 저면으로부터 추진기로 기술되는 원으로부터 분리된 거리와 추진하중계수가 중요한 영향을 미치는 인자인 것을 밝혀냈다.

Table 2.1 Bottom flow velocities for initiation of motion(Ammar et al., 1969)

Particle Diameter D(mm)	Water Depth(m)	Incipient Velocity (cm/sec)
0.2	2	33.4
	3	34.4
	4	35.3
	6	36.4
0.06	2	20.2
	3	20.6
	4	21.2
	6	21.8
0.002	2	3.8
	3	3.9
	4	3.96
	6	4.05

2.2.4 표사이동의 결정이론

충적층 수로의 바닥은 조립 및 세립 퇴적물을 포함하고 있다. 추진기에 의해 발생된 높은 수준의 난류 때문에 표사량이 많으며, 수로 바닥의 퇴적물의 입경, 입자각도 및 분포가 달리 나타나므로 퇴적물의 운동을 다루기에 어려움이 많다.

1) 초기운동에 상사성의 고려

Fig 2.10에 표시한 바와 같이 주위입자와 접촉하는 지점에서 각각의 퇴적물 입자에 작용하는 힘은 중력 F_g , 지지력 F_n , 마찰력 F_t , 관성력 F_i 등이 있다. 중력, 마찰력 및 지지력은 입자의 운동을 억제하지만 관성력과 표면마찰력은 입자를 움직이게 하는 경향이 있다. 이들 힘의 상대적 크기는 입자가 움직이는지 또는 정지하는지를 결정하게 되며, 중력은 다만 이들의 방향을 정의하게 된다. 마찰력과 지지력은 입자의 형상뿐만 아니라 입자의 지지방향에 관계

된다. 관성력의 방향과 크기는 입자의 형상, 입자의 배열 및 레이놀즈 수에 높은 영향을 받게 되는데 여기서는 관성력이 현저하기 때문에 미약한 점성력은 제외시킨다. 이와 같은 조건하에서는 순수 중력과 관성력만 고려할 필요가 있게 된다. 이들의 상대적 크기가 한계치에 이르면 입자는 움직이기 시작하게 된다. $F_g \propto g(\rho_s - \rho)d^3$ 및 $F_i \propto \rho u^2 d^2$ 으로 하면 관계식은 다음과 같아진다.

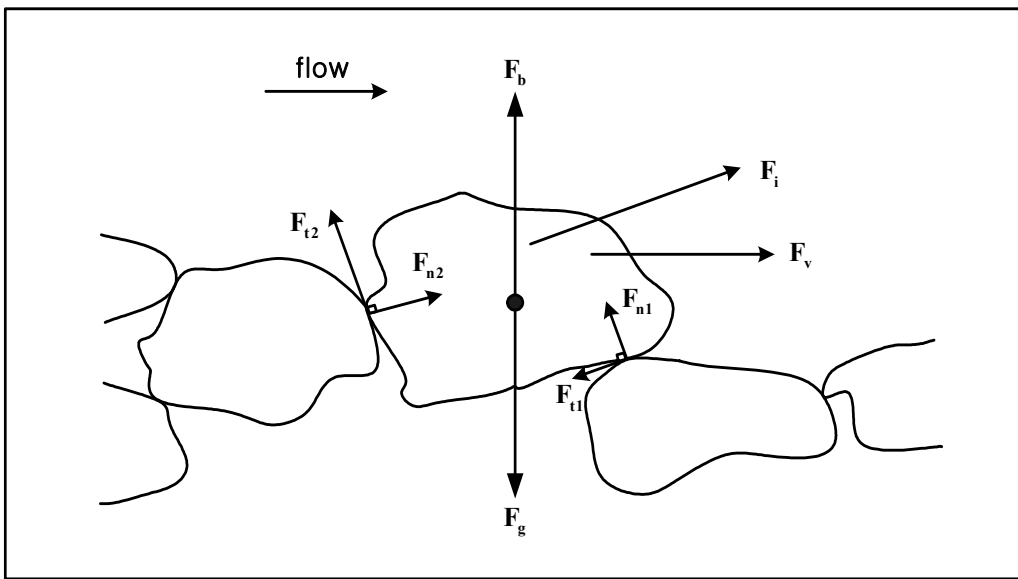


Fig. 2.10 Forces acting on sediment grain

$$\frac{F_g}{F_i} \propto \frac{g(\rho_s - \rho)d^3}{\rho u^2 d^2} = \text{constant} \quad (2.56)$$

여기서 u 는 국지조정속도로 이론경계치에서 입자 1개의 높이에서의 평균속도로 취하게 된다. 거친 면에서의 난류경계층이론에서는 이 국지평균속도가 전단속도 $U^* = \sqrt{\tau_0/\rho}$ 에 비례하는 것으로 알려져 있다. 식 (2.56)을 전단속도로 다시 정리하면

$$\frac{\rho U_*^2}{g(\rho_s - \rho)d} = \frac{\tau_o}{(r_s - r)d} = \text{constant} \quad (2.57)$$

식 (2.57)의 유도는 점성력이 형상마찰력보다 훨씬 작다고 하는 가정, 즉 $F_v < F_i$ 에 근거하는데 만일 이 가정이 합리적이지 않으면 이 두 힘의 비 F_i/F_v 도 포함시켜야 한다.

점성전단응력은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\tau_v = \mu \frac{du}{dy} \quad (2.58)$$

이 때 속도구배 $\frac{du}{dy}$ 는 전단속도와 토립자의 비 U_*/d 를 나타내는데 점성력에 대해서는 다음과 같다.

$$F_v = \mu U_* d \quad (2.59)$$

또한 점성력에 대한 관성력의 비도 다음과 같이 정의된다.

$$\frac{F_i}{F_v} \propto \frac{\rho U_*^2 d}{\mu U_* d} = \frac{U_* d}{\nu} = R_* \quad (2.60)$$

여기서 R_* 는 토립자의 레이놀즈 수를 나타내는데 이 두가지 무차원 파라메타는 Shields 도면에 나타난 것과 같다.

2) 퇴적물의 연속방정식

퇴적물의 운반용량의 변화 및 후속적으로 발생하는 침식이나 퇴적은 미분방정식의 형태로 나타낼 수 있다. 단위폭의 층적수로에서의 흐름을 고려하기로 한다. 단면 AA 를 통과하는 표사유입플럭스의 체적율을 q_s , 이보다 하류쪽으로 Δs 떨어진 단면 BB 에서의 유출플럭스를 $q+\Delta q_s$ 라고 하자. 고려한 단면에서 퇴적물의 유입 및 유출 플럭스의 불균형의 결과 주어진 시간 Δt 동안에 침식 $\Delta \eta$ 가 발행하였다고 하면(Fig 2.11 참조) 다음과 같이 된다.

$$(q+\Delta q_s)\Delta t - q_s\Delta t = \Delta \eta \Delta s \quad (2.61)$$

따라서

$$\Delta q_s \Delta t = \Delta \eta \Delta s \quad (2.62)$$

이 되므로 이항하여 양변에 극한을 취하면

$$\frac{\partial \eta}{\partial t} = \frac{\partial q_s}{\partial s} \quad (2.63)$$

이 된다. 이 방정식은 주어진 단면에서 침식율이 흐름방향으로 퇴적물 운반용량의 구배와 같음을 나타낸다. 그러므로, 특정 지형에 대한 이 방정식의 해는 표사이동의 근사적 기술을 통해 구할 수 있다.

퇴적물 운반용량 q_s 는 저면전단응력의 형태로 나타낼 수 있으며 초기흐름 패턴이 알려지면 그 해는 시간 $t=0$ 일 때의 값으로 구할 수 있다. 그러나, 바닥의 지형은 침식으로 급격히 변하며 다시 새로운 흐름패턴을 형성하게 된다. 이와 같은 새로운 흐름패턴에 대한 표현이 가능하다면 운동을 기술하는 절차

를 표사이동이 일어나지 않는 점까지 전개할 수 있게 된다.

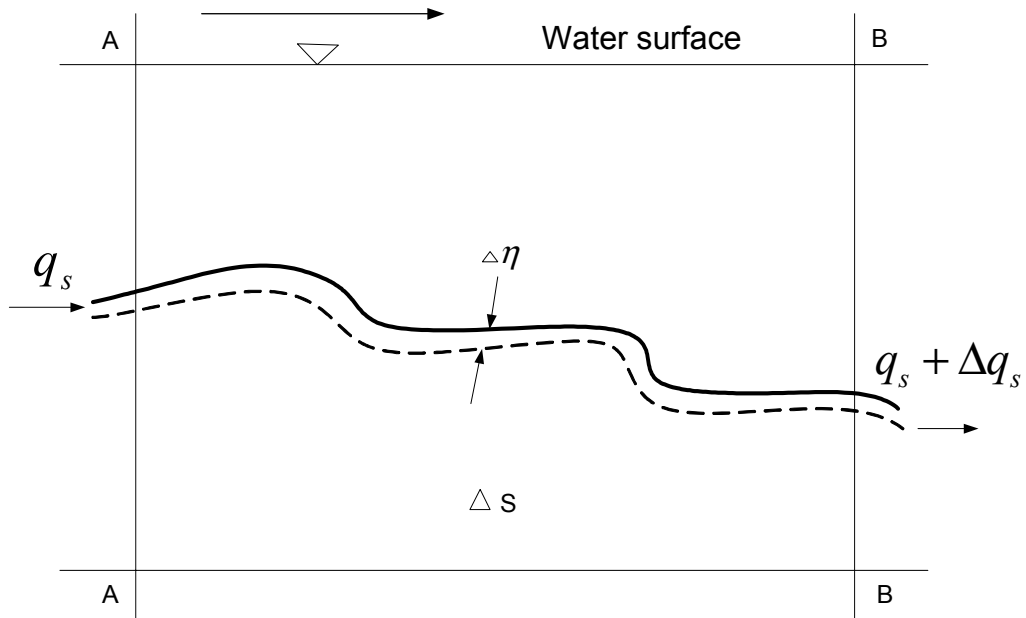


Fig. 2.11 Definition sketch for equation of sediment continuity

제 3 장 수치모델수립 및 적용

3.1 대형선박에 대한 모델 구성

제한수로와 항내 수역에 대한 선박 프로펠러의 저면영향을 검토하기 위한 기본이론으로 프로펠러 직하의 초기유속 생성을 위하여 앞장에서 기술한 바와 같이 추진기의 운동량 이론을 적용하였다.

3.1.1 실제 수역과 제한수로에 대한 적용

1) 초기 유속의 산정

추진기제트의 초기유속의 산정은 다음의 Hamill & Johnston(1993)의 공식을 이용한다.

$$V_0 = 1.6 \times n \times D \times \sqrt{K_T} \quad (3.1)$$

여기서,

n = 추진기 회전율

D = 추진기 직경

K_T = 추진기 분사계수

초기 유속이 구해지면 각각 다음의 수순을 적용하여 추진기의 속도분포를 계산하였다.

① 속도계수 J_t 는 식 (2.24)로 구하는데, 여기에 필요한 것은 선속, 프로펠러 직경 및 회전수이다.

② K_T 는 프로펠라 특성곡선으로부터 구한다.

- ③ 추진기 토크 T 는 식 (2.23)을 이용하여 평가한다.
- ④ 추진하중계수 C_T 와 효율 η_1 은 각각 식 (2.21) 및 식 (2.22)로 구한다.
- ⑤ 일단 η_1 이 구해지면 식 (2.20)를 이용하여 역으로 축방향의 유입계수 a 를 구할 수 있으며, 유출계수 b 는 식 (2.19)로 구하고 최후에 $V_{A(1+b)}$ 를 계산하는데 이용한다.

2) 속도분포의 산정

각각 다른 위치에서의 추진기 하류 속도분포는 추진기의 특성에 따라 원형 오리피스에 대한 공식을 사용하여 모델을 구성한다. 이 때 원형오리피스의 직경 D_0 는 추진기 제트류의 초기 직경에 해당한다. (Fig 2.1 참조).

① 초기영역(흐름발달시작영역)

$$r > \frac{D_0}{2} - C_2x : \frac{V}{V_0} = \exp\left[-\frac{\left(r + C_2x - \frac{1}{2}D_0\right)^2}{2C_2^2x^2}\right] \quad (2.28 \text{ bis})$$

$$r < \frac{D_0}{2} - C_2x : \frac{V}{V_0} = 1 \quad (2.29 \text{ bis})$$

② 흐름발달영역

$$\text{원형오리피스} : \frac{V}{V_0} = \frac{1}{2C_2} \frac{D_0}{x} \exp\left[-\frac{1}{2C_2^2} \frac{r^2}{x^2}\right] \quad (2.30 \text{ bis})$$

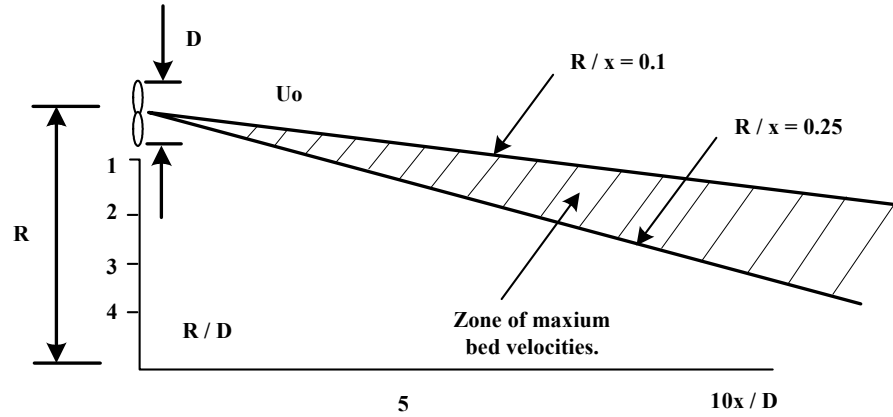


Fig. 3.1 Dimension of maximum bottom velocity

제한수로상에서 이들 식에 근거를 둔 추진기 배후의 속도분포의 계산은 Fig 2.1에서의 정의에 따른 것으로 이 그림에서 X 는 추진기로부터의 하류방향으로 거리, V 는 임의지점에서의 유속, V_0 는 추진기 직하에서 초기유속, R 은 추진기 축과 나란한 지점에서 유속을 구하고자 하는 지점의 깊이방향 거리이며, 위 식에서 C_2 는 실험상수로 여기에서는 앞에서 언급한 바와 같이 0.081을 사용하였다. 추진기에 의해 저면의 퇴적물질을 이동시키는 흐름의 최대치는 Fig. 3.1과 같이 추진기로부터의 수평 거리 및 추진축으로부터 저면방향 거리의 비가 0.1~0.25의 범위에 놓이게 된다.

제한된 수로의 저면에서 최대유속과 저면으로부터 거리는 Fuehrer(1977)의 자료로부터 Fig. 3.2의 관계를 가지는 것으로 조사되었다.

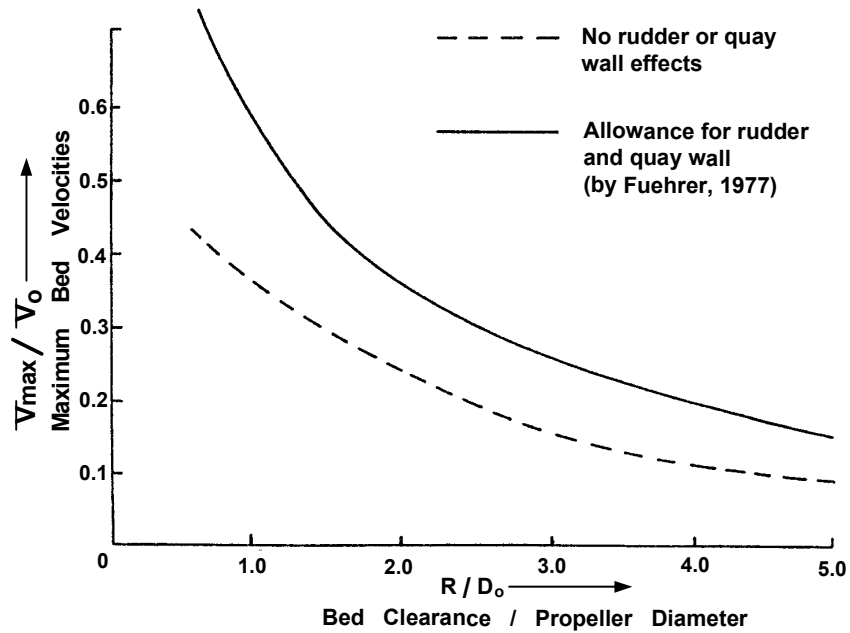


Fig. 3.2 Relation of maximum bottom velocity and bottom interval in confined waterway

한편, 부두 전면에서의 제트류에 의한 영향분석은 기본적인 이론적 접근과 수치모델은 3.1절의 수로상에서의 접근과 동일하며 부두에 계류한 선박의 단면형상은 Fig 3.3과 같다.

부두전면에서의 제트형태의 기초계산은 프로펠러 뒷면의 반경(D/2)거리에서의 초기속도 V_0 로부터 출발한다. 속도분포와 저면의 입자이동에 대한 계산은 3.1절과 동일하나, 저면 유속 분포에 따른 안벽 사석의 이동에 대한 검토가 병행되어야한다.

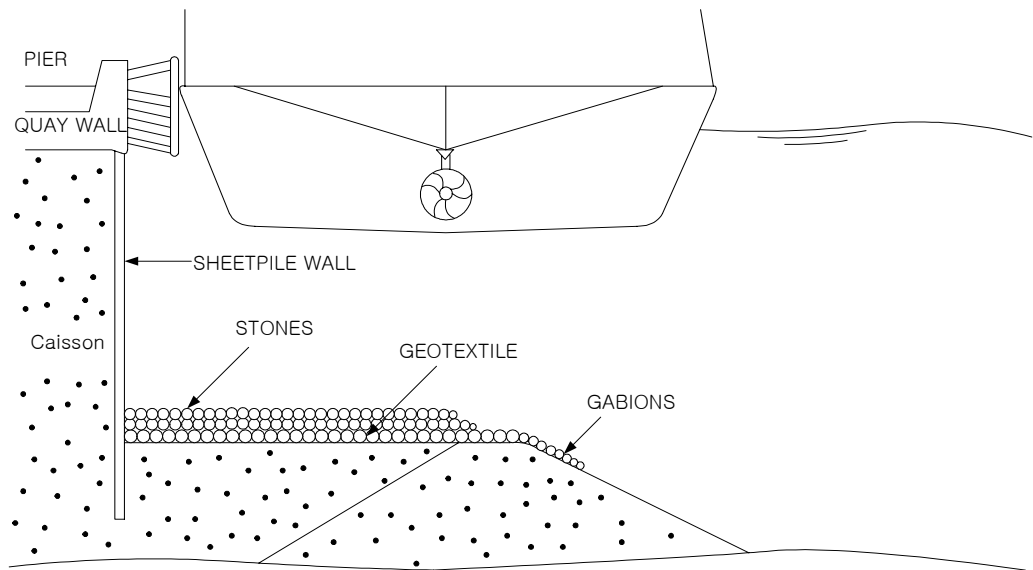


Fig. 3.3 A Mooring vessel and detailed bottom sketch

3.1절에서의 초기 유속공식을 이용하여 초기 유속을 산정한 뒤, 추진기계수와 속도계수를 이용하여 선박출력에 따른 분사류의 효율과 속도분포를 산출하였다.

3.1.2 저면전단응력의 결정

저면에서 이동하게 되는 퇴적물질의 입자크기를 예측하기 위해서는 저면 전단응력의 계산이 우선되어야 하고 입자의 이동한계 산정에 가장 널리 사용되는 Shields 도면을 이용하였다. Fig. 3.4는 Shields 도면에서 저질의 이동한계, 약동 및 부유의 한계를 나타내며, Table 1은 저면 유속과 이동한계 입경의 관계를 나타낸다. 이 표의 결과는 Prosser(1986)의 것으로 Shields에 의한 것은 입경이 이의 2배에 해당한다(Fig. 3.5 참조).

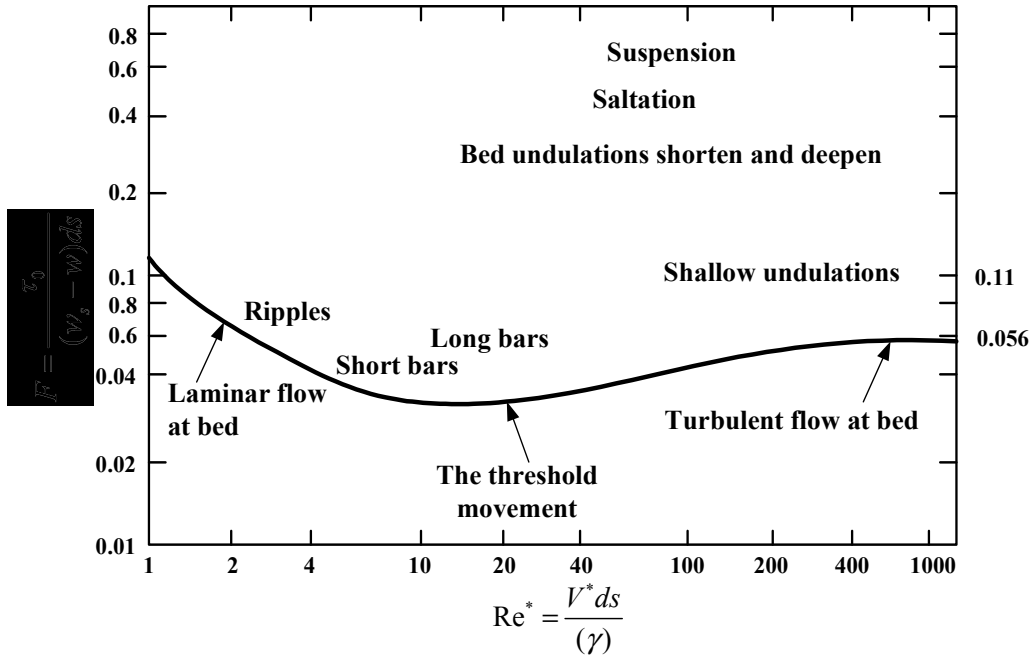


Fig. 3.4 Shields diagram with a bedload movement limit

전단 레이놀즈 수 $\frac{U_*d}{\nu}$ 가 30보다 크면 무차원 한계 전단응력과 전단 레이놀즈수 값으로 선형함수를 구하였다.

$$\left(\frac{\tau_o}{r_s - r}\right) \frac{1}{d} = 0.02 \left(\frac{U_*d}{\nu}\right) 0.183 \quad (3.2)$$

그러나, 전단레이놀즈 수가 400이 되면 Shields 도면에서 아래와 같아지므로 다음의 식을 적용한다.

$$\frac{\tau_o}{(r_s - r)} = 0.06 \quad (3.3)$$

또한, 이 두식에서의 전단속도 U^* 와 전단응력 τ_0 는 아래의 Sternberg (1972) 공식을 이용한다.

$$\tau_0 = 3 \times 10^{-3} \rho \bar{U}_{100}^2 \quad (3.4)$$

$$U^* = 5.47 \times 10^{-2} \bar{U}_{100} \quad (3.5)$$

Table 3.1 Stone size in relation with bed velocity(after Prosser, 1986)

Velocity(m/sec)	Stone size	
	Mean size(d_{50})	Mean weight(W_{50})
1	44mm	0.12kg
2	175mm	7.4kg
3	390mm	84.0kg
4	700mm	473.0kg
5	1.1m	1.8tonnes
6	1.6m	5.4tonnes

또한, 부두전면에서도 저면에서의 전단응력과 이동한계입경을 파악함에 있어 Shield Diagram을 이용하였으며, Shields 도면에서 입자직경은 입자중량의 50%가 더 가늘거나 거친 중앙채입경을 취하고 있어서, 본 연구에서는 저면의 모래와 소류사가 각각 크기나 재질이 다르기 때문에 다음의 Egizaroff공식(강, 1996)을 사용하였다.

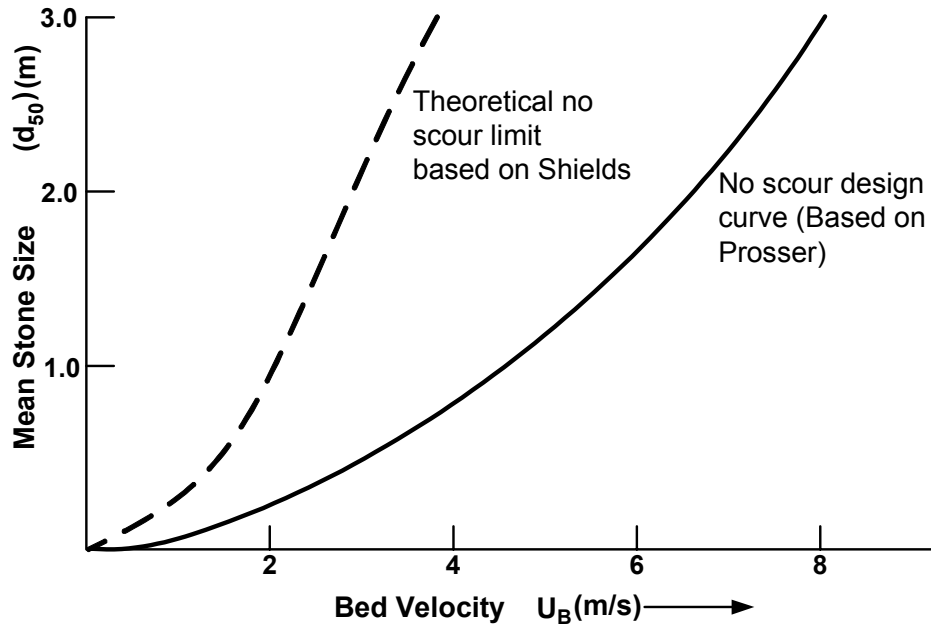


Fig 3.5 The average particle size of the bottom to resist at scour by a random bed velocity.

$$\frac{\tau_o}{(r_s - r)d} = \frac{0.1}{[\log 19(d/d_m)^2]} \quad (3.6)$$

여기서 d_m 은 입자의 평균입경을 나타낸다.

이상의 과정을 토대로 포트란 프로그램을 작성하였으며, 입력자료는 광양항 해역의 도선사협회에서 제공한 자료와 모델의 입력조건을 바탕으로 하여 각 지점에서의 속도분포, 이동한계 표사직경, 저면유속, 전단응력, 전단유속 등을 계산한다.

3.2 예인선의 모델 구성

바지선을 예인하는 예인선의 경우에 있어서도 스크류의 제트에 의한 해저면의 물리적인 압력과 유속, 전단응력의 변화에 의해 저면 지지층의 세굴이나 표사이동과 같은 현상이 발생하게 된다.

예인선을 대상으로 한 경우의 기본적인 이론은 대형선의 경우와 동일하나, 거의 모든 종류의 예인선이 스크류가 쌍(雙)으로 장착되어 있다는 점과, 바지선과 예인선이 동시에 저면에 영향을 미치게 된다는 점 등에서 흐름발달의 패턴이나 저면유속분포 등의 변화를 가져와 별도의 다른 인자들이 고려되었다.

바지선을 예인하는 예인선에 대한 모델은 과거의 수리실험을 통한 실험식과 그 실험식에 이용된 선박의 제원을 활용하여, Kort nozzle(Duct식)과 Open wheel(노출식)의 두가지 추진기 형태에 대해 모형을 수립하고, 이를 실제 국내에 운항되는 부선연결 예인선에 대해 적용하기로 한다.



Fig 3.6 An example of towboat and towed barge

3.2.1 추진기 제트의 유속 산정

1) 저면최대유속

바지선 선수부에 작용하는 저면 최대 유속은 다음과 같이 Maynard & Martin(1997)의 1:25 축척의 모형실험에 따른 경험식으로 정의할 수 있다.

$$\frac{V_{bow}}{V_w} = 0.69 \left(\frac{Depth}{Draft} \right)^{-1.28} \quad (3.7)$$

여기서,

V_{bow} = 선박이 운항하는 방향으로의 선수부 유속변화

V_w = 물에 대한 선박의 속도

$Depth$ = 예인선 중심선에서의 국지적 수심

$Draft$ = 바지선의 흘수

저면유속이 급격히 변하는 이탈속도 V_{bd} 는 다음과 같다(Maynard, 1990).

$$\frac{V_{bd}}{V_w} = 0.16 \left(\frac{Beam}{Depth} \right)^{0.54} \left(\frac{Depth}{Draft} \right)^{-0.68} \quad (3.8)$$

여기서, $Beam$ 은 바지의 총 폭을 나타낸다.

Fig. 3.7의 수리실험에서 속도 계측으로 표시된 저면의 속도변화는 식(3.9)와 같으며 식 (3.8)을 대체할 수 있다.

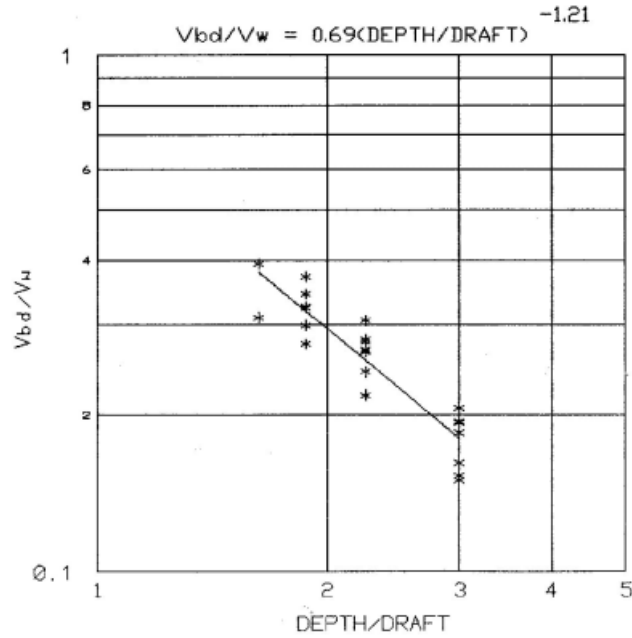


Fig. 3.7 Near-bed maximum displacement velocity

$$\frac{V_{bd}}{V_w} = 0.69 \left(\frac{Depth}{Draft} \right)^{-1.21} \quad (3.9)$$

이동하는 예인선 후방의 저면 최대속도는 다음과 같이 결정한다(Fuehrer, Romisch & Angelke, 1981).

$$\frac{V_b \max}{V_2} = E \left(\frac{H_b}{D_p} \right)^{-1} (1 - V_g / nD_p) \quad (3.10)$$

여기서,

V_2 = 추진기에 의해 증가된 속도

E = 실험 계수

H_p = 저면에서 프로펠러 중심까지의 거리

D_p = 프로펠러의 직경

V_g = 저면에 대한 선박의 상대 속도

n = 프로펠러의 초당 회전속도

E 는 프로펠러타입과 타의 위치에 대한 선박의 실험계수(Maynard, 1998)로
정지된 쌍스크류 예인선에 대해 Kort nozzle과 중앙타 방식의 실험계수 E 를
0.58로 사용하였고, 중앙타방식의 일반적인 선미형태(바지와 같이 뭉툭하지 않
은 유선형의 형상)에서는 $E = 0.71$, 동일한 형태의 중앙타가 없는 타입의 선
박은 $E = 0.42$, 내륙용선박, 쌍타방식의 선박과 단일프로펠러타입의 모든 선박
에 대해 $E = 0.25$ 를 적용하였다.

또한, 추진기의 초기속도는 다음의 식을 이용하여 결정하였다.

$$V_2 = \frac{1.13}{D_0} \sqrt{\frac{Thrust}{\rho}} \quad (3.11)$$

여기서,

$Thrust$ = Propeller thrust per propeller (Toutant, 1982)

Open Wheel Type : $EP_0 = 23.57HP^{0.974} - 2.3(S)^2(HP)^{0.5}$

Kort Nozzle Type : $EP_K = 31.82HP^{0.974} - 5.4(S)^2(HP)^{0.5}$

D_0 = 프로펠러제트의 초기 직경

ρ = 해수 밀도

선박에 대한 추진기로부터의 저면최대유속은 다음과 같이 정의된다.

$$V_{prop,v} = E\left(\frac{D_p}{H_p}\right) V_2 f_n\left(\frac{V_a - V_g}{V_2}, \frac{D_p}{H_p}\right) \quad (3.12)$$

2) 배수류 속도

주변수에 대한 최대배수류속도와 저면에 대한 최대배수류속도는 각각 아래와 같이 정의된다.

$$V_{wake,a}(\max) = -0.78 \left(\frac{Draft}{Depth}\right)^{1.81} (V_a - V_g) \quad (3.13)$$

$$V_{wake,g}(\max) = V_{wake,a}(\max) + V_{a(bott)} \quad (3.14)$$

여기서,

$V_{prop,v}$ = 저면의 프로펠러제트 속도

$V_{wake,v}$ = 배수류속도

H_p = 선박의 추진마력

V_a = 수로의 평균 유속

$V_{a(bott)}$ = 수로바닥에서의 평균 유속

여기서 주의할 점은 최대 배수류 유속의 지점이 추진기제트의 최대유속지점에 위치하지 않는다는 것이다(Verhey, 1983).

항해시 예인선 뒷편의 합성유속의 최대치는 TBL = 예인선의 길이, $LBARGES$ = 바지선의 총길이, x = 바지선의 선수부에서의 거리로 정의할 때 $H_p/(x - LBARGES - TBL) = 0.1$ 의 위치에서 발생한다.

$V_{wake, g}(x)$ 는 바지선의 선미에서부터 시작되어 예인선의 끝단에서 $V_{wake, g}(x)$ 의 최대치에 도달하는 분포를 보인다.

한편, 관찰된 후류속도에 근거하여 선박 후방유속의 상승은 다음과 같이 정의된다.

$$\textcircled{1} LBARGES \leq x \leq LBARGES + TBL$$

$$V_{wake, g}(x) = V_{wake, a}(\max) \frac{x - LBARGES}{TBL} + V_{a(bott)} \quad (3.15)$$

$$\textcircled{2} x > LBARGES + TBL$$

$$V_{wake, g}(x) = V_{wake, a}(\max) \left(1 + 0.0075 \frac{TBL}{draft} - 0.0075 \frac{x - LBARGES}{draft} \right) + V_{a(bott)} \quad (3.16)$$

윗 식은 바지 흘수의 약 133배 되는 거리에서 배수류속도가 0으로 소멸된다는 것을 보여준다. 이렇게 얻어진 $V_{wake, g}(x)$ 와 식 (3.14), 식 (3.15)을 각각 식 (3.13)에 대입하여 다음의 합성속도를 얻게 된다.

$$V_{res, g} = V_{prop, v} + V_{wake, g}(x) = E \left(\frac{D_b}{H_b} \right) V_2 f_n \left(\frac{V_a - V_g}{V_2}, \frac{D_b}{H_b} \right) + V_{wake, g}(x) \quad (3.17)$$

여기서 $x = [(towboat\ length) + (barge\ length) + (H_b/0.1)]$ 이다.

(a) Fuehrer, Romisch, Engelke(1981)에 따르면 항해중인 예인선에 대한 프로펠러 분류 속도의 감소에 사용되는 함수는 예인선이 정상상태로 되었을 때에는 일정한 값을 갖게 되며 이것은 잘 알려져 있거나 쉽게 계산할 수 있는 매개변수를 사용한다. 또한, 이 함수는 수심이 감소하면 선박의 프로펠러 분류가 증가하는 것으로 상당한 영향이 있음을 반영한 것이다. 식(3.20)은 항해중인 예인선에 대해 최대저면속도 데이터를 이용하여 함수의 크기를 나타내는

식이며, 그 함수값은 다음과 같다.

$$f_n\left(\frac{V_a - V_g}{V_2}, \frac{D_p}{H_p}\right) = 1 - c_{func} \operatorname{abs}\left(\frac{V_a - V_g}{V_2}\right) \left(\frac{D_p}{H_p}\right)^{1.5} \quad (3.18)$$

이때, Kort nozzle는 $c_{func} = 0.25$, Open wheel에서는 $c_{func} = 0.5$ 이다.

예인선 후방의 영역은 다음의 종단면과 같이 두 개의 영역으로 나뉘어지게 되며, 예인선이 정지한 상태에서의 최대저면속도분포에 대한 경험식은 다음을 따르게 되는데, 제 1 영역은 쌍추진기에서 두 개의 분류가 병합되지 않고 타에 의해 지배되는 영역이며, 제 2 영역은 두 분류가 병합되는 영역이다. 이 영역에서의 최대 분사류 속도는 다음과 같다.

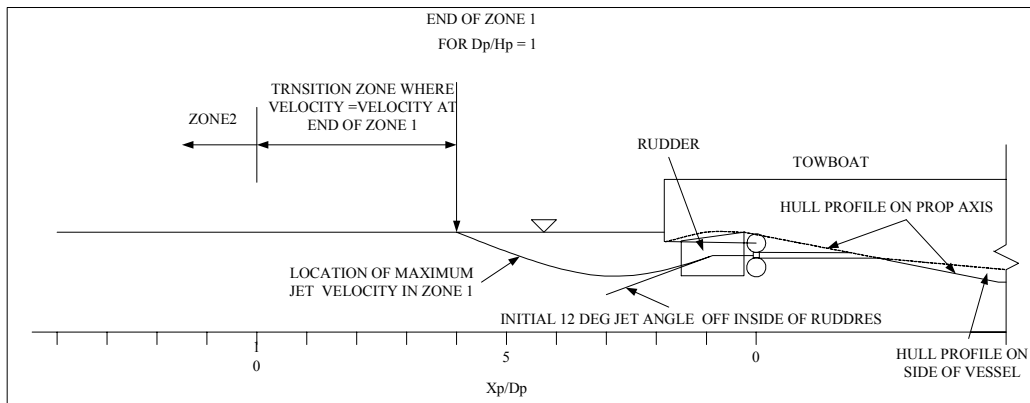


Fig 3.7 Zone locations for tunnel stern configuration and velocity distribution

① Zone 1

$$\frac{V(xp)_{\max}}{V_2} = 1.21 (xp/D_p)^{-0.524} \quad (3.19)$$

② Zone 2

$$\frac{V(xp)_{\max}}{V_2} = 1.45(xp/D_p)^{-0.524} \quad (3.20)$$

Fuehrer, Romisch, Engelke(1981)의 모형 실험에 의한 계측에 따르면 최대 속도의 수직위치는 프로펠러 축으로부터 추진기와 예인선 선미사이의 약 절반 거리에 달하는 곳에 위치하는 것으로 나타났으며, 이 지점에서 최대속도 제트는 중앙타에 의해 약 12°각도로, 아래쪽 방향으로 비껴지게 된다.

이렇게 아래쪽 방향으로 12°굽은 최대 분사유속이 표면에 도달하는 지점에서 최대 제트유속의 프로펠러축에 대한 포물선형 형상이 결정된다.

3.2.2 저면전단응력의 산정

앞 단계에서 도출해 낸 속도분포를 이용하여 저면전단응력을 산정하기 위해 다음의 접근 방식을 이용한다.

- ① 앞 절에서 언급한 분사류의 최대 저면유속을 이용한다.
- ② 국지적인 표면마찰 계수를 사용하는 추진기 제트로부터 특정한 영역의 전단응력을 결정하기 위해 분사류의 최대 저면유속을 이용한다.
여기서 특정한 영역이란 프로펠러 제트 영역에서 예인선 아래의 최대 전단응력을 의미한다.
- ③ 최대 속도구배는 프로펠러 분사류의 변화에 따라 발생한다.
- ④ 전단응력의 수직 변화는 측면의 최대 전단응력으로 정의된다.

최대 전단응력은 최대 저면 속도에서가 아닌 저면 최대속도구배에서 발생하

며, 최대유속은 전단응력의 특성을 나타내는 데 이용된다 (Verhey, 1983).

저면 최대 전단응력(τ_{peak})과 저면유속과의 관계는 다음과 같다(Maynard, 2000).

$$\tau_{peak} = 1/2\rho C_{fs}(V_{shear calc})^2 \quad (3.21)$$

여기서, C_{fs} 는 마찰계수이며 저면전단응력의 문제에 있어서 단지 선박 뒤편의 분사류만을 고려하는 것이 아닌 바지선 뒤편의 영역도 고려한다.

Wake flow(伴流)에 대한 C_{fs} 의 적용은 예인선의 뒤편에 프로펠러 제트의 특성이 존재하지 않을 때의 자료 분석에 의해 결정된다 C_{fs} 가 0.02보다 큰 값은 유속과 전단의 양자에 의해 적용되어진다. 계산된 최대의 $V_{shear calc}$ 와 관측된 추진기 후면의 최대 전단응력은 Garcia. et al.(1988)에서 Open wheel에 사용된 값을 그대로 사용한다.

1) Return Velocity에 의한 저면 전단 응력

Return Velocity(U_r)은 배가 항로를 가로질러 가는 동안 내내 발생하게 되는데, 전단응력의 계산에 있어 주변 흐름이 없을 경우에는 다음과 같이 전 영역에 대하여 경계층에서 진행하는 흐름에 대한 방정식으로 계산한다. 여기서 xbl 은 경계층 발달의 시작점에서의 거리이고, K_s 는 $3D_{50}$ 의 모래입경의 조도를 나타낸다.

$$\tau = 1/2 C_{fr} \rho U_r^2 \quad (3.22)$$

여기서,

$$C_{fr} = \left(2.87 + 1.58 \text{Log} \frac{xb_l}{K_s} \right)^{-2.5}$$

한편, 주변의 흐름이 있을 경우, 저면의 전단응력은 다음 식에 의해 결정된다(Blaauw et al., 1984).

$$\tau = 1/2 \rho C_{fc} \left(U_c + \sqrt{\frac{C_{fr}}{C_{fc}}} U_r \right)^2 \quad (3.23)$$

여기서, U_c 는 수심 평균 속도이고, C_{fc} 는 다음과 같이 정의한다.

$$C_{fc} = 0.06 \left(\text{Log} \frac{12h}{K_s} \right)^{-2} \quad (3.24)$$

이 때, h 는 국지적 수심을 의미한다.

Return Velocity의 총량을 제어하는 xb_l 의 값은 평균수심의 속도와 동등하게 증가된다.

2) 선수부 영향에 의한 저면 전단응력

보통 선수에서 선미방향으로 약 10m지점에서 전단응력의 최대치가 일어나는데 그 관계는 다음과 같다.

$$\tau_{bow}(peak) = C_{bow} \rho V_w^2 \quad (3.25)$$

여기서, C_{bow} 는 저면조도를 나타내는 계수로 전진하는 예인선과 후진하는

예인선에 대해서 각각 다음의 식을 적용한다. 여기서 C_1 은 0.0118~0.0148의 범위이다.

$$C_{bow} = C_1 (depth/draft)^{-2.85} \quad (3.26)$$

예인선들의 최대 선수부 전단응력은 다음식을 이용한다(Garcia et al. ,1998).

$$\tau_{bow}(peak) = C_2 V_w^2 \exp \left(C_3 \frac{draft}{depth} \right) \quad (3.27)$$

여기서 $C_2=0.95\sim 4.8$, $C_3=4.46\sim 5.4$ 이다.

3) 저면 조도에 따른 전단응력 변환

Garcia et al.(1988)에 의해 유도되어진 모든 전단 응력의 양은 수리학적으로 매끄러운 저면에 대한 것으로 수력학적으로 거친 저면을 가진 원형에서는 몇 가지를 조정하여야 한다. 매끄러운 저면경계에서 국부마찰계수를 구하는 식은 아래와 같다(Schlichting, 1968).

$$C_{fs} = 0.37 (\log R_x)^{-2.584} \quad (3.28)$$

여기서, $R_x = \text{속도 } xbl/\nu$

거친 면의 마찰계수 C_{fr} 은 다음의 관계식으로부터 구한다.

$$\frac{C_{fr}}{C_{fs}} = 7.89 D_{50}^{0.18} \quad (3.29)$$

제 4 장 수치실험 결과 및 분석

4.1 제한수로 및 부두전면에서의 적용

4.1.1 제한수로에 대한 적용

1) 대상해역의 현황 및 적용조건

수립된 기본이론을 토대로 하여 수치실험에 적용된 선박은 광양만에 출입하는 컨테이너, 탱커, 벌크 및 군함의 11척을 대상으로 하였다. 계산에 적용한 실제 선박의 특성과 수로 통항시의 수심 및 조종특성을 조사한 결과는 아래의 표와 같다.

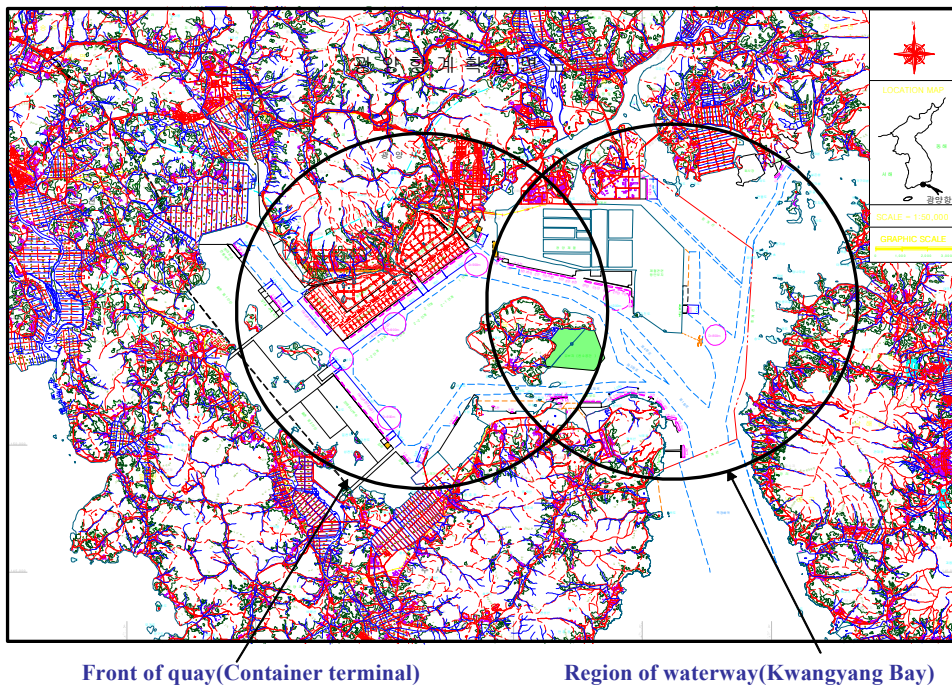


Fig. 4.1 Location map of waterways and berths at Kwang-Yang harbor

Table 4.1 Characteristics of ships maneuvered in Kwang Yang navigation channel

	Ship Name	Ship Type	Weight (DWT)	L.O.A	Beam Width	Draft		Speed & RPM	Depth	Thruster	
						Bow	Stern	Waterway		Type	Dia.
1	SUNWAY	LPG	48,980ton	230m	36.60m	9.40m	9.40m	12.0kt 68rpm	30m	RIGHT HANDED SINGLE SCREW	7.20m
2	HANSIN SHANGHAI	CONTAINER	50,792ton	289.50m	32.20m	9.05m	9.20m	14.50kt 54rpm	25m	RIGHT HANDED SINGLE SCREW	8.0m
3	HYUNDAI REPUBLIC	CONTAINER	74,373ton	304m	40.00m	8.30m	11.15m	13.70kt 50rpm	25m	RIGHT HANDED SINGLE SCREW	8.7m
4	Yeosu	Naval	1,200ton	88.4m	10m	2.9m	3.1m	16.0kt 1,200rpm	15m	TWIN SCREW TYPE(CPP)	1.5m
5	K. CAMELLIA	OBO	207,874ton	312m	50m	18.01m	18.01m	11.5kt 64rpm	22.5m	RIGHT HANDED SINGLE SCREW	8.7m
6	GLOBAL EXPRESS	CHEMICAL TANKER	4,187ton	99.82m	16.4m	4.5m	4.9m	10kt 135rpm	6.0m	RIGHT HANDED SINGLE SCREW	3.45m
7	UNI-MASTER	CONTAINER	16,858ton	162.6m	22.80m	6.2m	7.5m	11.5kt 100rpm	14.5m	RIGHT HANDED SINGLE SCREW	5.10m
8	SINOKOR TIANJIN	CONTAINER	11,998ton	137.5m	20.0m	6.3m	4.95m	11.9kt 110rpm	14.5m	RIGHT HANDED SINGLE SCREW	4.16m
9	H. OSAKA	CONTAINER	8,889ton	123.57m	18.50m	7.16m	7.41m	12.7kt 120rpm	14.5m	RIGHT HANDED SINGLE SCREW	4.30m
10	TEAM JUPITER	TANKER	48,338ton	182.2m	32.2m	11.90m	11.90m	9.1kt 78rpm	13.1m	RIGHT HANDED SINGLE SCREW	5.90m
11	OPAL QUEEN	TANKER	99,991ton	246.8m	42.0m	12.27m	12.27m	9.9kt 64rpm	22.5m	RIGHT HANDED SINGLE SCREW	7.20m

2) 적용결과 및 분석

광양항에서의 각기 다른 선박에 관련된 자료는 위에서 정리된 바와 같으며 이들 자료는 2002년 광양항을 도선하는 도선사의 도움을 받아 수집된 것으로 광양만 수로의 수심은 선박의 종류에 따라 6m, 14.5m, 25m이상 등으로 그룹 지을 수 있으며, 계산 결과 각 선박에 대해 최대저면유속이 각기 다른 수심에서 나타났다. Fig. 4.2 및 Fig. 4.3은 항로상에서 통항중인 선박에 대해 해저면에서의 유속, 전단유속, 전단응력 및 이동한계입경 등을 계산한 결과를 나타낸 것이다.

48,000톤 규모의 Team Jupiter호의 경우는 수심이 13.1m의 항로를 9.1kts로 항행한 경우로 직경이 5.9m의 프로펠러를 장착하고 있으며 최대저면유속은 직경의 7배인 지점에 위치하고 있으나, 20만톤 규모의 광석전용선인 K. Camellia호의 경우는 수심 22.5m의 항로를 8.7m의 프로펠러로 추진하므로 이와는 달리 최대저면유속이 프로펠러 직경의 12배지점에서 나타났다. 또한 이보다 작은 4,000톤급 케미칼 탱카인 Global Express호는 수심 6m에서 직경 3.45m의 프로펠러로 10kts로 항행하여 Team Jupiter호와 유사한 저면유속분포를 나타내었다. K. Camellia호의 경우 해저면과 선저의 간격은 4.5m 정도이고, Team Jupiter 호 및 Global Express호는 각각 1.2m, 1.1m로 비교적 간격이 작은 경우에 저면유속의 크기가 커진 것으로 볼 수 있다.

그러나 그 이외의 선박은 톤수가 크더라도 저면과의 간격이 6m 정도(17,000톤의 Unimaster호 및 9,000톤의 Heung-A Osaka호)와 10m 이상(기타 대부분의 선박)으로 최대저면유속은 1m/sec 이하의 미약한 흐름이 스크류 직경의 12배 지점에서 나타나는 것으로 분석되었다.

이것은 추진기의 영향이 흘수(저면과의 간격)에 밀접한 관계가 있음을 가리킨다. 특히 K. Camellia호는 20만톤 규모로 $x=7D$ 에서 추진기에 의한 최대유속을 나타내는데 흘수가 18.01m로 깊기 때문에 이동한계입자 크기도 커지며 수로의 저면에서 상당한 양의 침식이 예상되었다. R/D의 최대치는 0.6밖에 되지 않는다.

한편, 여수함은 1,200톤의 군함으로 흘수가 3.1m밖에 되지 않아 계산시의 항행해역의 수심인 15.0m에서의 계산결과 저면유속은 무시할 수 있었으며, 퇴적물의 이동은 거의 없었다. 이는 흘수에 비해 수심이 상대적으로 깊기 때문에 나타나는 결과이다.

각각 다른 선박에 대해 퇴적물이 이동하는 한계입자크기는 Fig. 4.3(b)에 정리한 바와 같다. 여기에서 보는 바와 같이 퇴적물 이동의 한계입자크기는 추

진기 하단으로 $x=D \sim x=12D$ 에서 거리가 증가함에 따라 커진다. 이 그림에서 Global Express호와 Team Jupiter호는 $x=5D \sim x=7D$ 에서 증가하다가 그 이후에는 감소한다.

한편, 그 이외의 선박은 $x=12D$ 에서 최대값을 가지며, 저면과의 간격이 0.6m 이하의 경우에 대한 실험에서는 $x=2D$ 에서 최대값을 갖는 것으로 계산되었다.

이들 결과에서 최대 한계입자크기를 나타내는 위치는 선박의 흘수에 따라 달라지고, 심흘수의 경우 최대 한계입자크기는 프로펠러 주위에 위치하고 작은 흘수의 경우에는 $x=12D$ 에 위치하게 된다. 아울러 선저와 해저와의 간격이 작은 경우에는 $x=2D$ 부근에, 큰 경우에는 $x=12D$ 에 최대값을 갖는 것으로 나타났고, 대부분의 경우 그 입자는 크고 대부분이 선박의 추진기에 의해 이동하는 것으로 나타났다.

이와 같은 실제 선박의 현장적용으로 제한수로에서 추진기로 인해 퇴적물의 이동에는 저면과 선저의 간격이 가장 현저한 영향을 미치는 인자임을 알았으며, 비교적 수심이 얇은 경우에는 저면과 선저의 간격이 $0.8 < R/D < 1.0$ 일 때 프로펠러 주변에서 최대의 저면유속이 형성되며, 수심이 깊은 경우에는 $R/D > 2$ 일 때 표사의 이동이 미약하거나 거의 발생하지 않는 것으로 나타났다.

Fig. 4.4 ~ Fig. 4.9는 추진기 배수류의 유속변화를 프로펠러 직경에 대한 상대거리로 나타낸 것으로 무차원화시킨 후의 유속분포특성은 유사한 패턴을 나타내고 $R/D=0.5$ 인 지점에서 축방향의 공간적 유속감쇄에 변화를 나타내고 있음을 알 수 있다.

한편, Fig. 4.10 ~ Fig. 4.15는 주어진 항로를 실선박이 항행시 수심 및 흘수 등 항행조건에 따라 배수류의 공간적 변화를 시뮬레이션한 것이다. 전술한 바와 같이 K. Camellia호, Global Express호, Team Jupiter호 등은 해저면과의 간격이 좁은 상태로 항행하고 있으므로 유속분포가 배수류의 주류와 유사

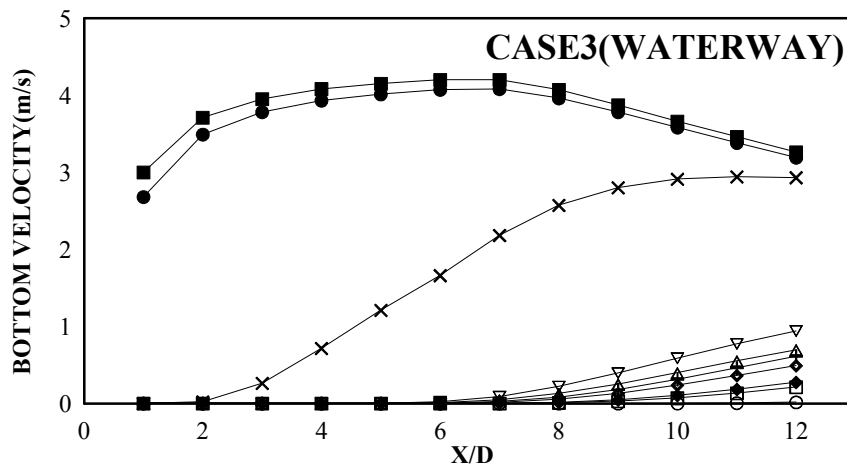
한 패턴으로 넓게 분포하는 양상을 나타낸 반면 그 이외의 선박에서는 초기 영역과 흐름발달영역이 확실히 구분되며 흐름발달영역에서는 정규분포를 나타낼 수 있다. 특히, 균함인 여수함의 경우는 수심이 깊은 곳에서 작은 직경의 프로펠러로 추진되고 있어서 유속의 영향이 저면에 미치지 않았다.

Table 4.2 Summary of simulation in terms of maximum velocity and grain size

No.	Ship Name	Draft	Draft /Depth	Location of Max. Bottom Velocity		Max. Bottom Velocity(m/s)	Max. Grain size(m)
1	SUNWAY	9.4	0.3133	UNBERTHING	D=12	1.14	0.259
2	HANSIN SHANGHAI	9.2	0.3680	BERTHING	D=12	0.988	0.193
3	HYUNDAI REPUBLIC	11.15	0.4460	BERTHING	D=10	1.44	0.408
4	YEOSUHAM	3.1	0.2067	BERTHING	D=12	2.88	1.64
5	K. CAMELLIA	18.01	0.8004	UNBERTHING	D=9,10	3.18	2.01
6	GLOBAL EXPRESS	4.9	0.8167	WATERWAY	D=6,7	0.420	0.349
7	UNI-MASTER	7.5	0.5172	UNBERTHING	D=12	1.11	0.246
8	SINOKOR TIANJIN	4.95	0.3414	UNBERTHING	D=12	0.364	0.0262
9	HEUNGA OSAKA	7.41	0.5110	UNBERTHING	D=12	0.77	0.117
10	TEAM JUPITER	11.9	0.9084	UNBERTHING	D=1	6.75	9.01
11	OPAL QUEEN	12.27	0.5453	UNBERTHING	D=12	0.896	0.159

CASE 3 (WATERWAYS)	
◆	HYUNDAI REPUBLIC (Type : Container, Length : 304m, Draft : 8.30m, D : 8.7m, Weight : 74373DWT)
□	HANSIN SHANGHAI (Type : Container, Length : 289.50m, Draft : 9.05m, D : 8.0m, Weight : 50792DWT)
+	HEUNGA OSAKA (Type : Container, Length : 123.57m, Draft : 7.16m, D : 4.30m, Weight : 8889DWT)
◆	SINOKOR TIANJIN (Type : Container, Length : 137.5m, Draft : 6.3m, D : 4.16m, Weight : 11998DWT)
▽	UNI-MASTER (Type : Container, Length : 162.6m, Draft : 6.2m, D : 5.10m, Weight : 16858DWT)
○	SUNWAY (Type : Tanker, Length : 230m, Draft : 9.40m, D : 7.20m, Weight : 48980DWT)
■	GLOBAL EXPRESS (Type : Tanker, Length : 99.82m, Draft : 4.5m, D : 3.45m, Weight : 4187DWT)
△	OPAL QUEEN (Type : Tanker, Length : 246.8m, Draft : 12.27m, D : 7.20m, Weight : 99991DWT)
×	K. CAMELLIA (Type : Bulk, Length : 312m, Draft : 18.01m, D : 8.7m, Weight : 207874DWT)
◇	YEOSUHAM (Type : Battleship, Length : 88.4m, Draft : 2.9m, D : 1.5m, Weight : 1200DT)
●	TEAM JUPITER (Type : Tanker, Length : 182.2m, Draft : 11.90m, D : 5.9m, Weight : 48338DWT)

(a) Bottom velocity



(b) Bed shear velocity

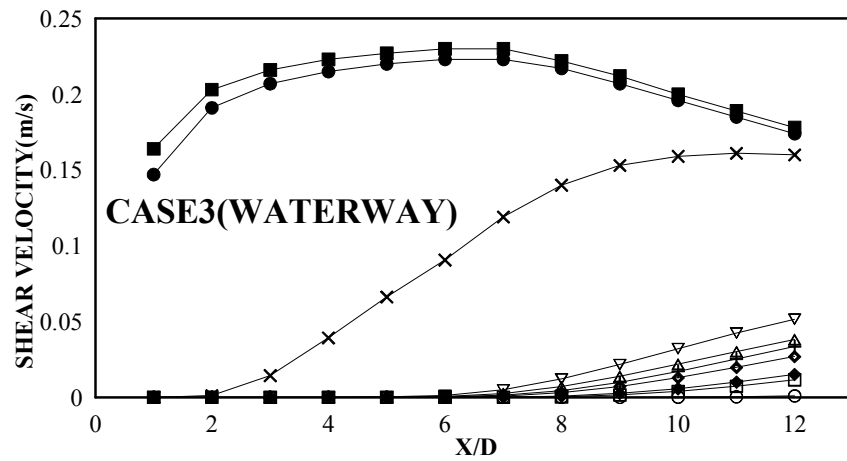
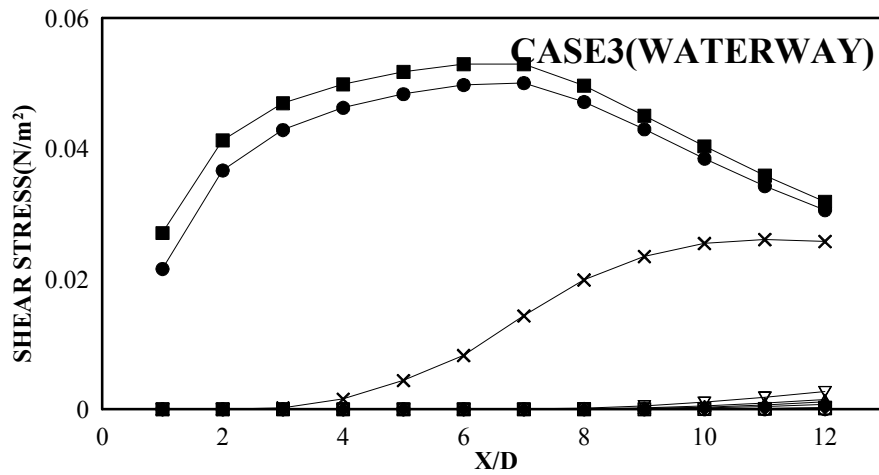


Fig. 4.2 Bottom flow velocity and bed shear velocity in waterway

CASE 3 (WATERWAYS)	
◆	HYUNDAI REPUBLIC (Type : Container, Length : 304m, Draft : 8.30m, D : 8.7m, Weight : 74373DWT)
□	HANSIN SHANGHAI (Type : Container, Length : 289.50m, Draft : 9.05m, D : 8.0m, Weight : 50792DWT)
+	HEUNGA OSAKA (Type : Container, Length : 123.57m, Draft : 7.16m, D : 4.30m, Weight : 8889DWT)
◆	SINOKOR TIANJIN (Type : Container, Length : 137.5m, Draft : 6.3m, D : 4.16m, Weight : 11998DWT)
▽	UNI-MASTER (Type : Container, Length : 162.6m, Draft : 6.2m, D : 5.10m, Weight : 16858DWT)
○	SUNWAY (Type : Tanker, Length : 230m, Draft : 9.40m, D : 7.20m, Weight : 48980DWT)
■	GLOBAL EXPRESS (Type : Tanker, Length : 99.82m, Draft : 4.5m, D : 3.45m, Weight : 4187DWT)
△	OPAL QUEEN (Type : Tanker, Length : 246.8m, Draft : 12.27m, D : 7.20m, Weight : 99991DWT)
×	K. CAMELLIA (Type : Bulk, Length : 312m, Draft : 18.01m, D : 8.7m, Weight : 207874DWT)
◇	YEOSUHAM (Type : Battleship, Length : 88.4m, Draft : 2.9m, D : 1.5m, Weight : 1200DT)
●	TEAM JUPITER (Type : Tanker, Length : 182.2m, Draft : 11.90m, D : 5.9m, Weight : 48338DWT)

(a) Bed shear stress



(b) Critical grain size motion

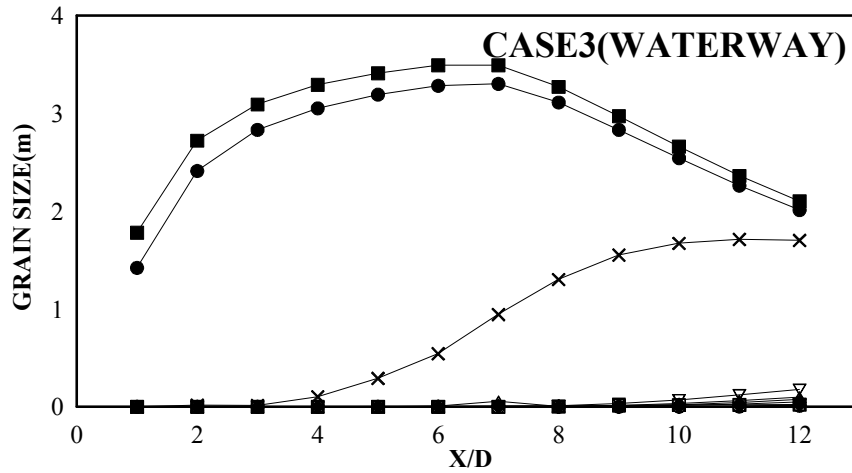


Fig. 4.3 Bed shear stress and critical grain size of motion

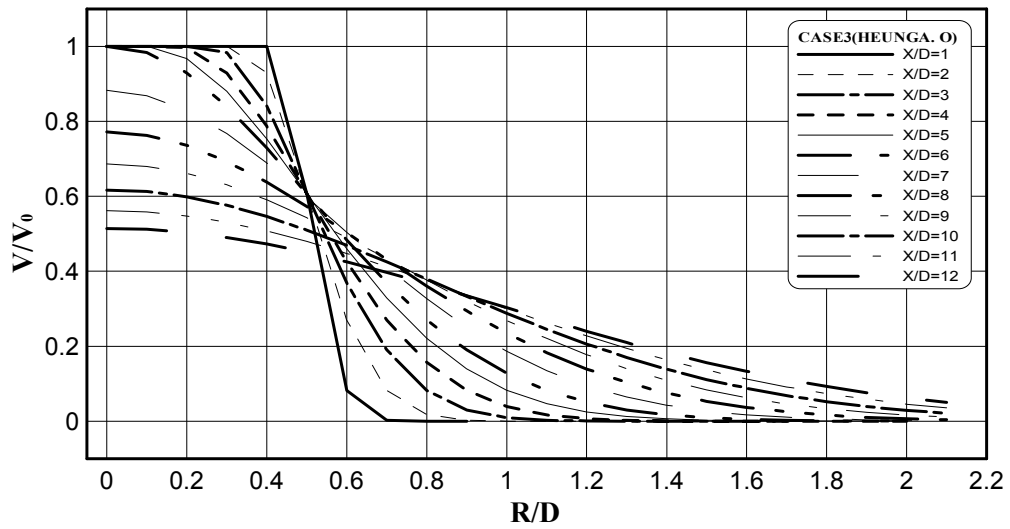
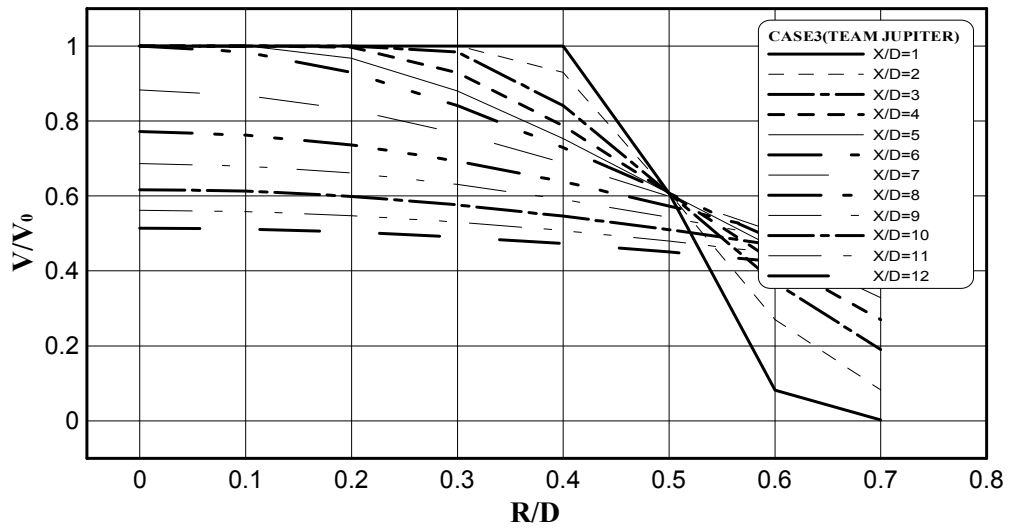


Fig. 4.4 Relative velocities versus distances from propeller (1)

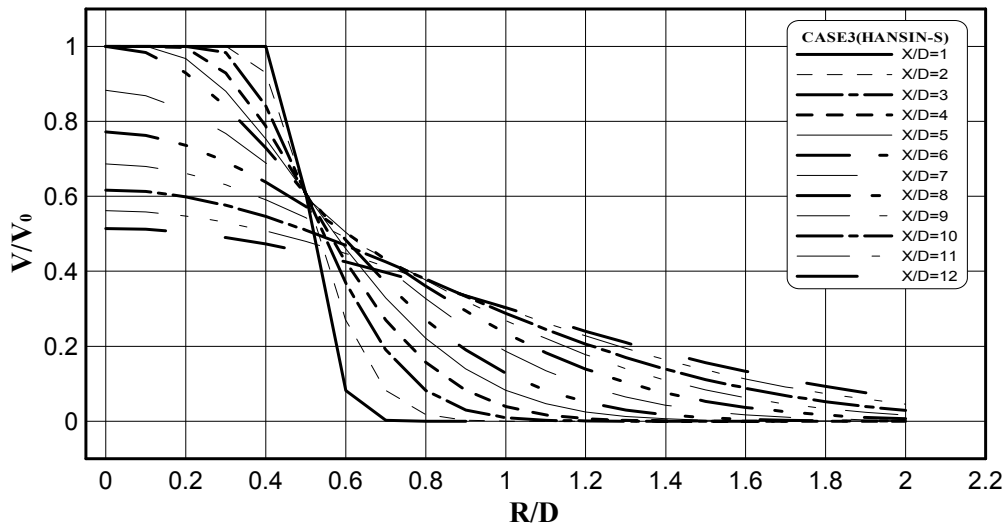
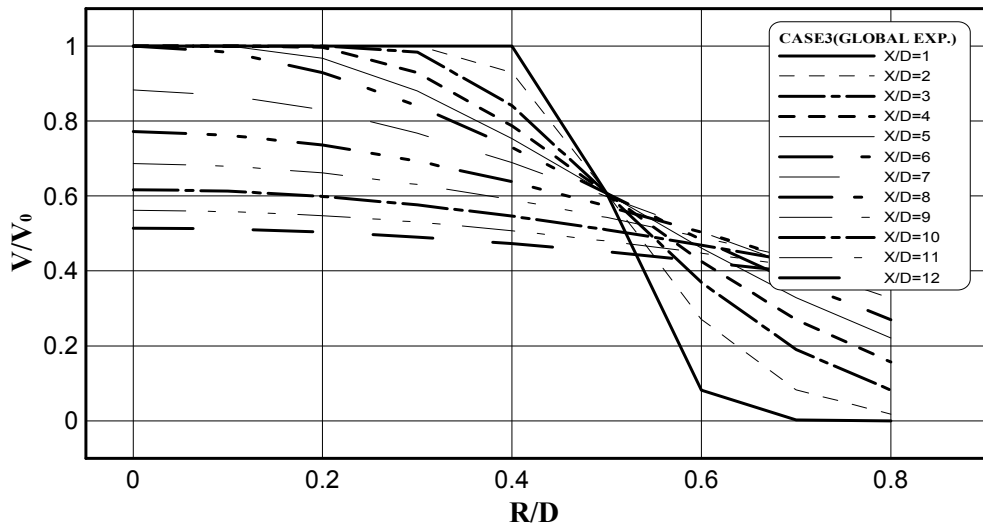


Fig. 4.5 Relative velocities versus distances from propeller (2)

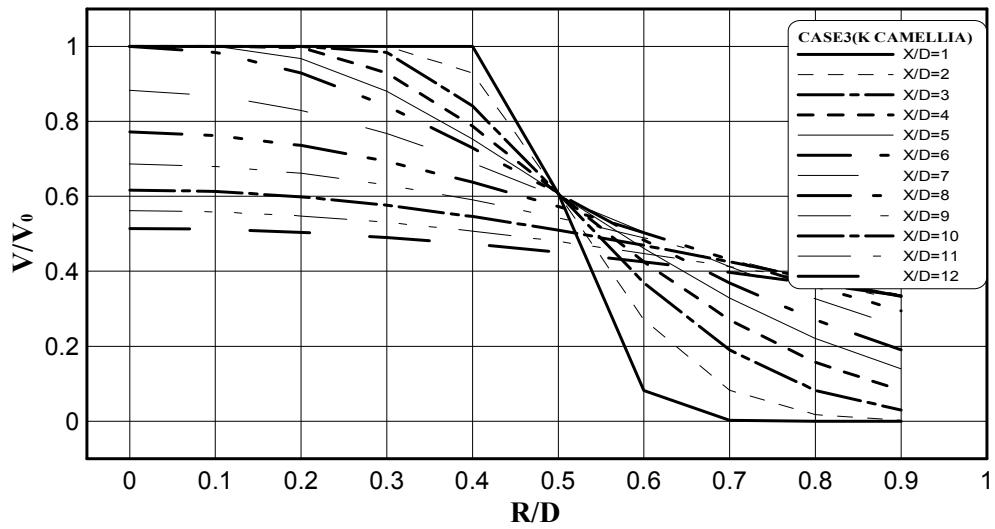
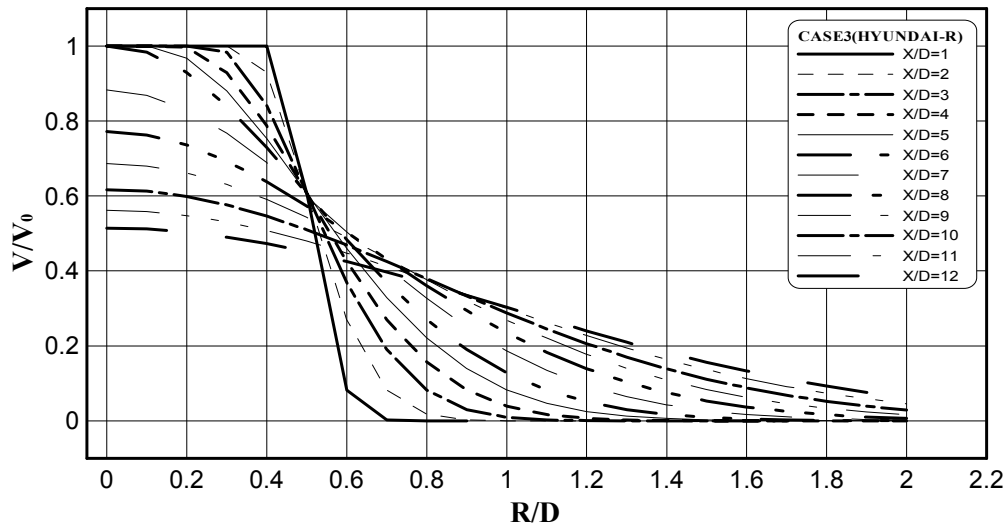


Fig. 4.6 Relative velocities versus distances from propeller (3)

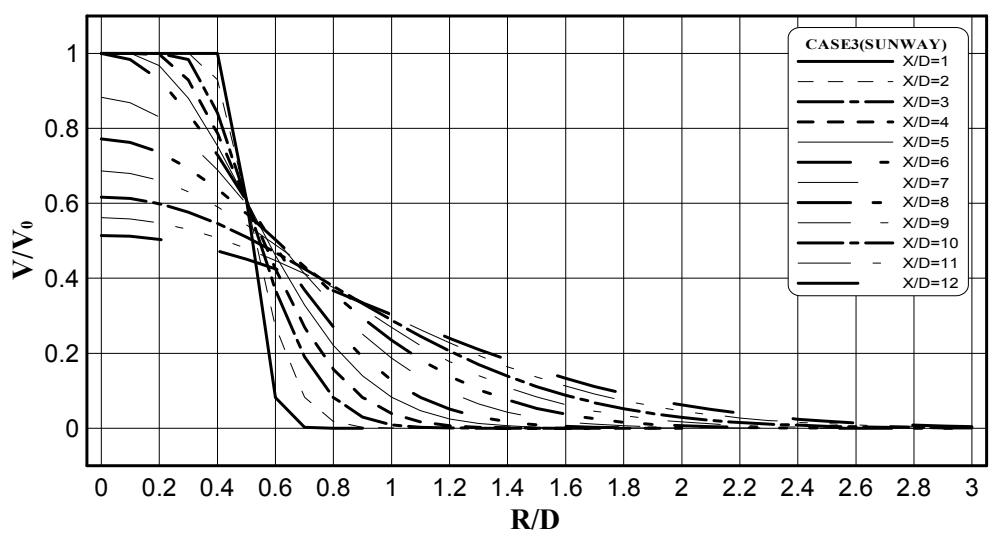
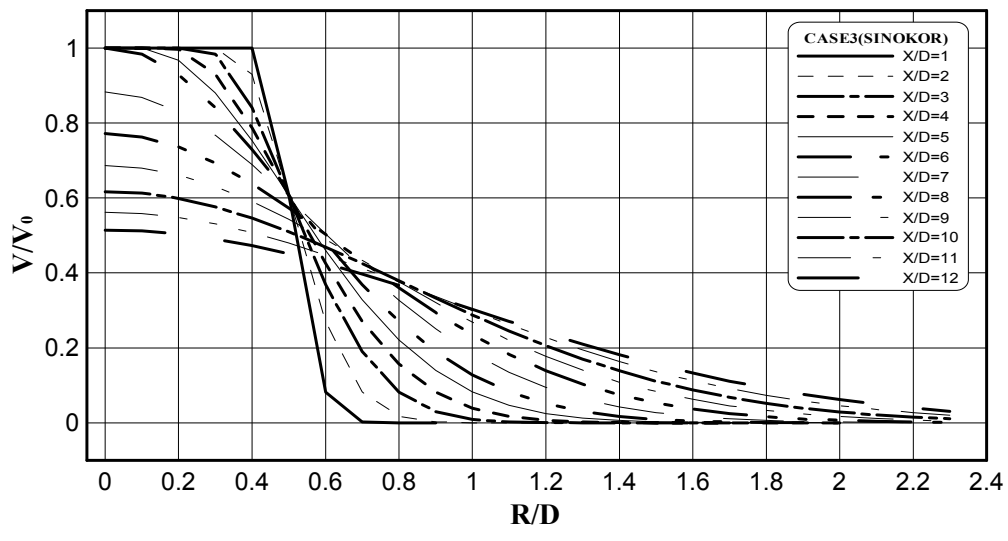


Fig. 4.7 Relative velocities versus distances from propeller (4)

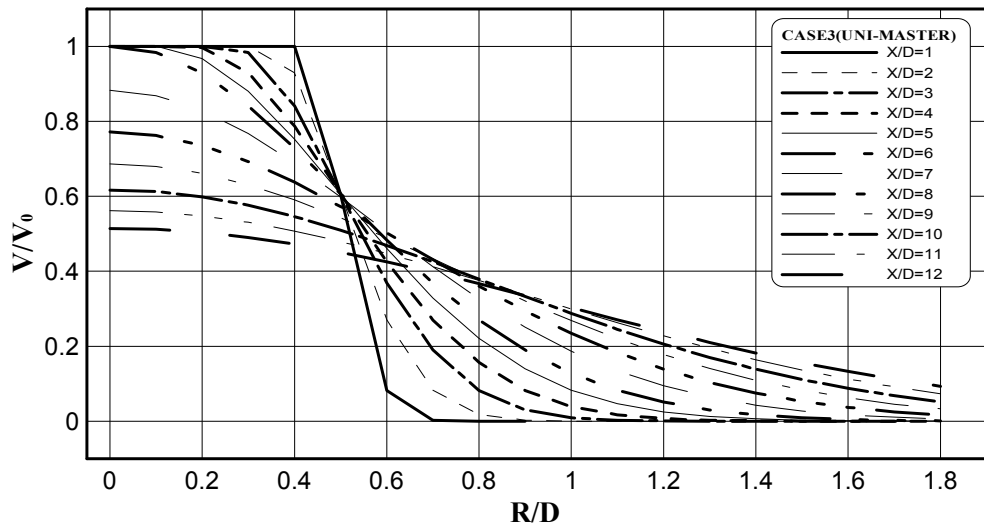
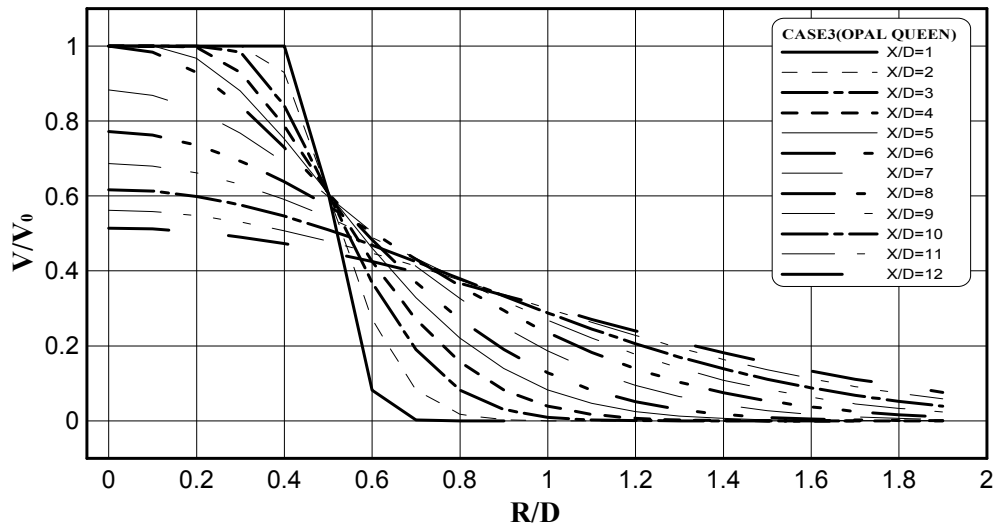


Fig. 4.8 Relative velocities versus distances from propeller (5)

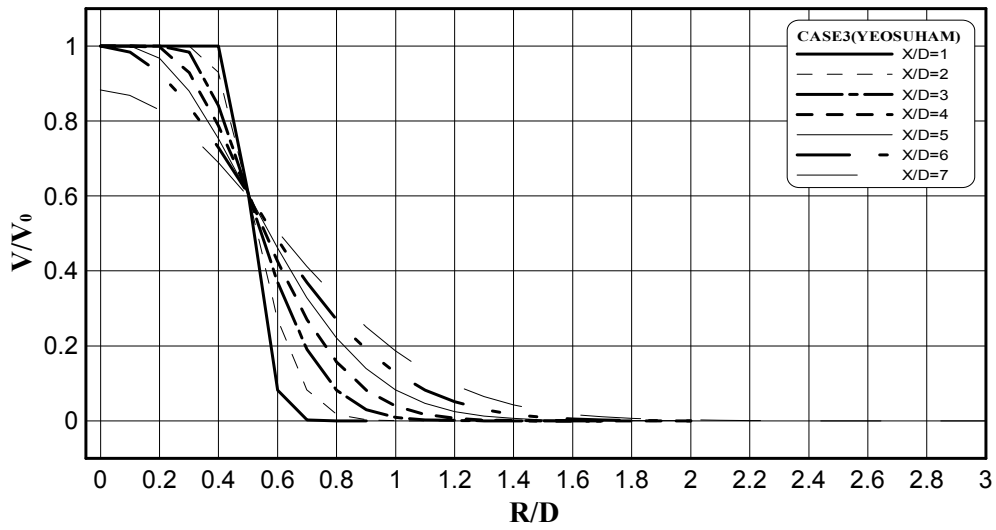


Fig. 4.9 Relative velocities versus distances from propeller (6)

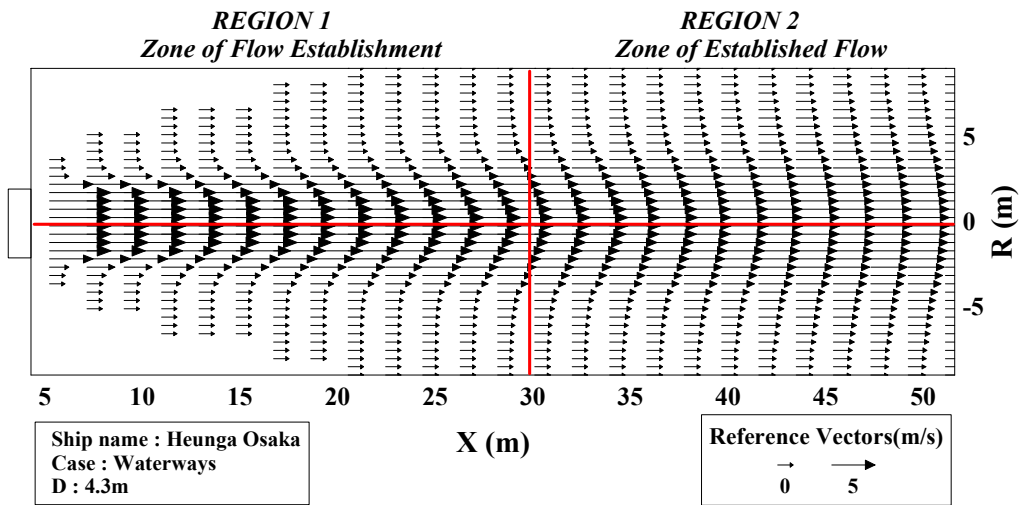


Fig. 4.10 Velocity distributions sternward of the propellers (1)

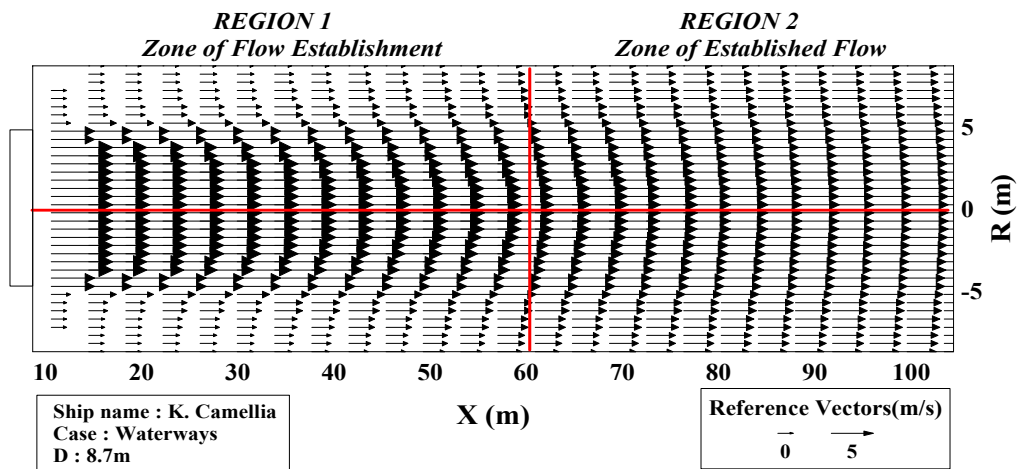
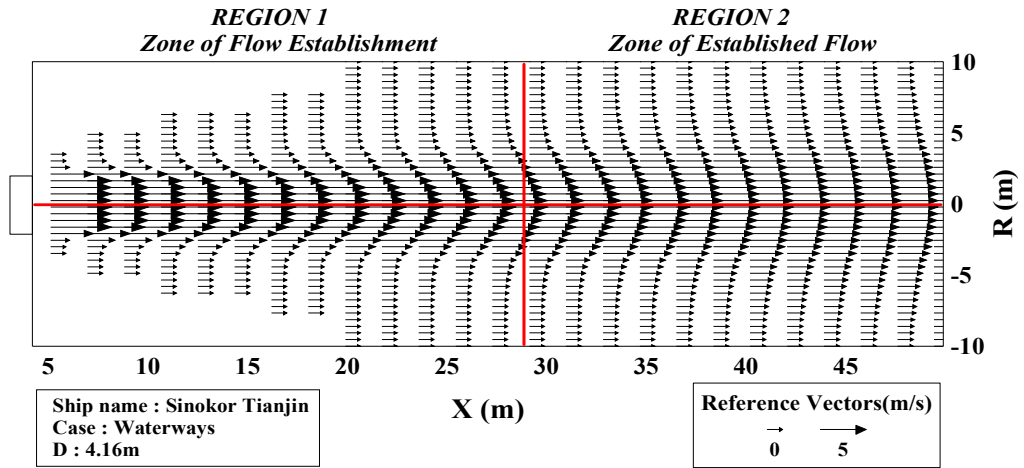


Fig. 4.11 Velocity distributions sternward of the propellers (2)

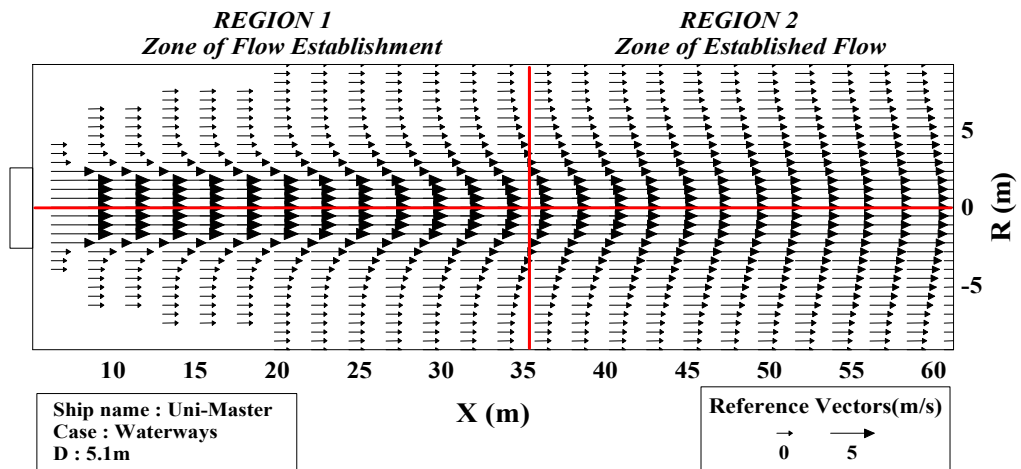
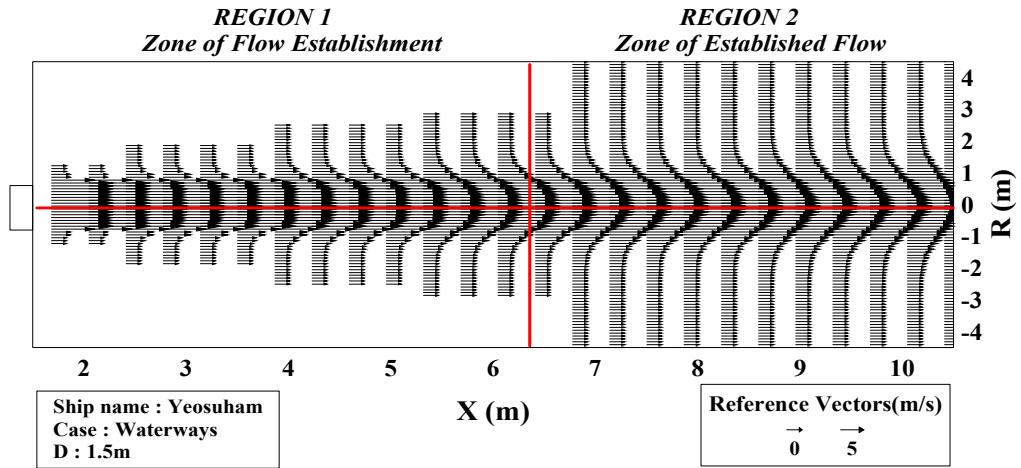


Fig. 4.12 Velocity distributions sternward of the propellers (3)

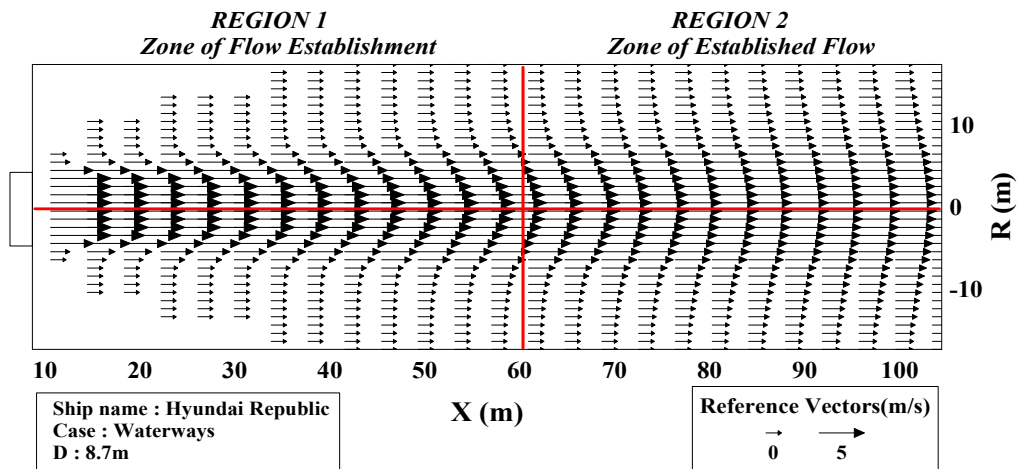
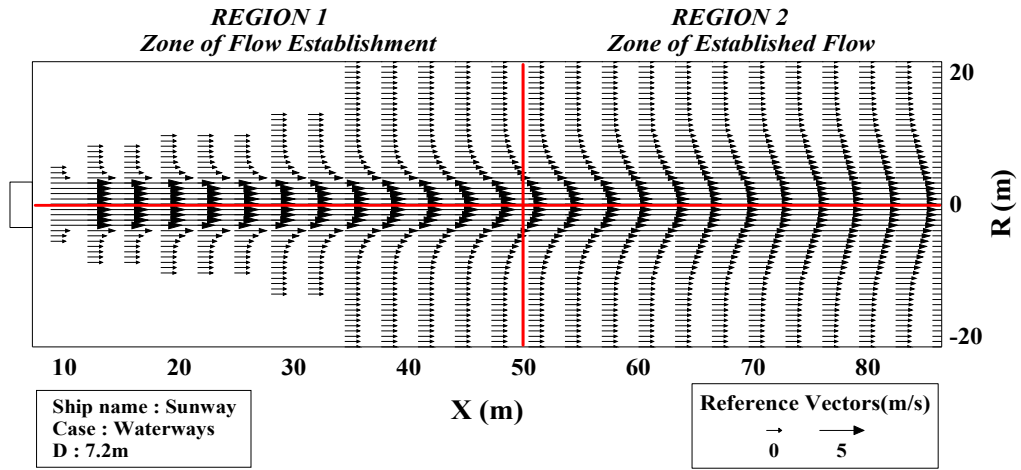


Fig. 4.13 Velocity distributions sternward of the propellers (4)

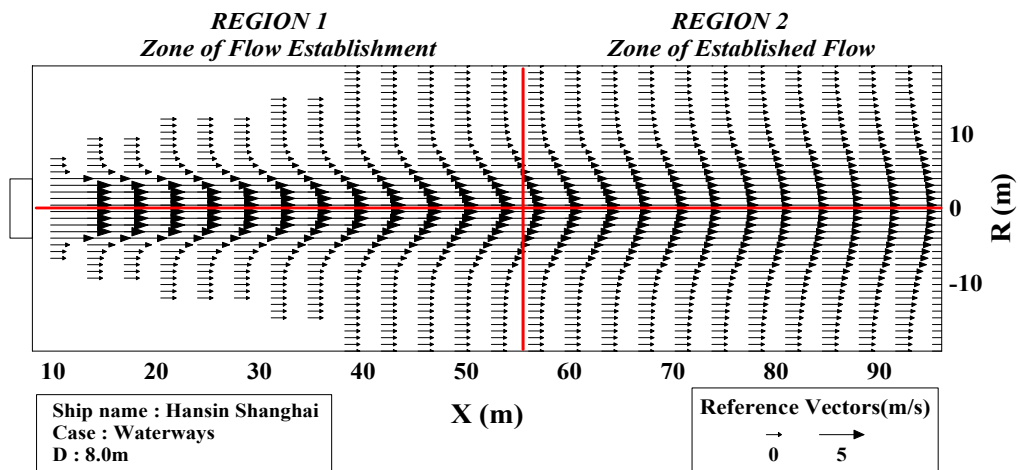
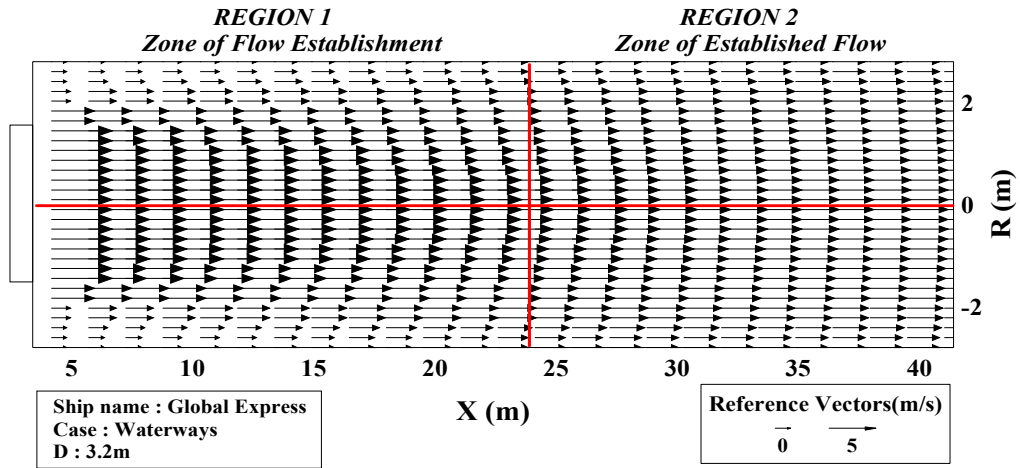


Fig. 4.14 Velocity distributions sternward of the propellers (5)

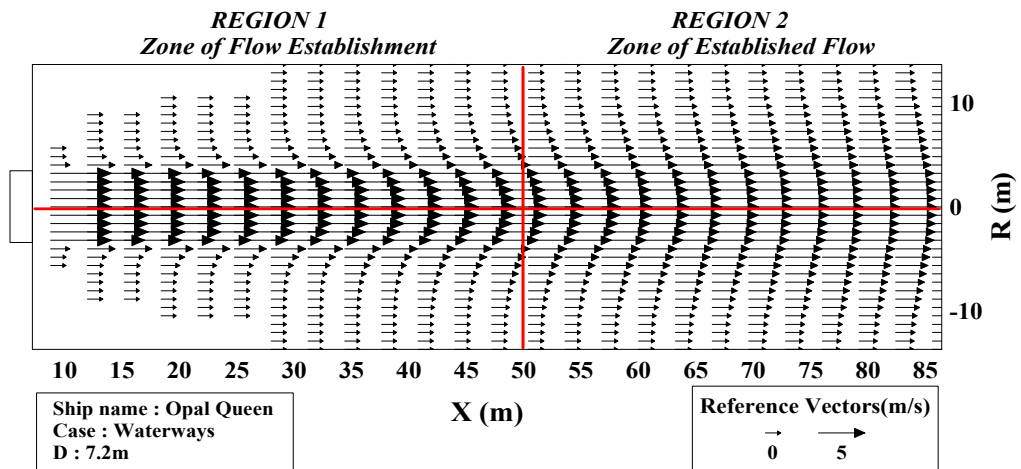
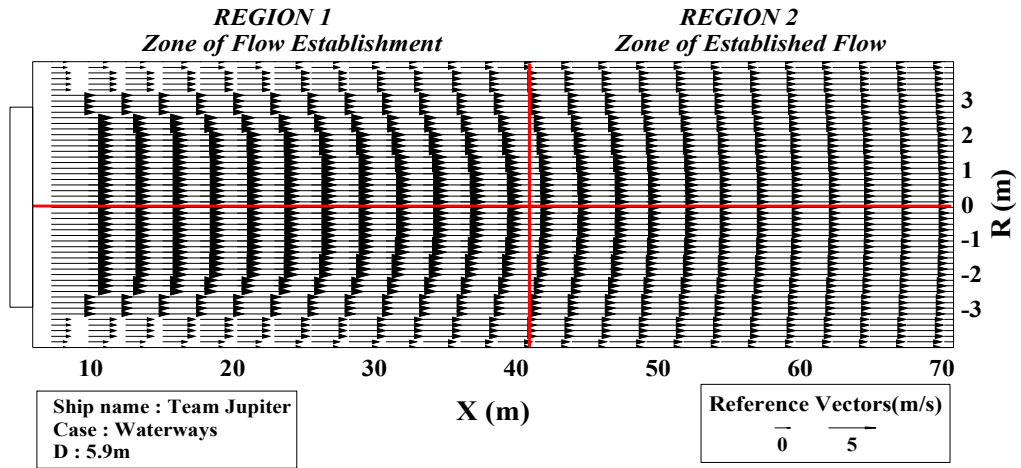


Fig. 4.15 Velocity distributions sternward of the propellers (6)

4.1.2 부두 전면에 대한 적용

1) 적용대상 선박의 조건 및 현황

광양항의 컨테이너 전면부두를 대상으로 적용선박은 광양만에 출입하는 컨테이너, 탱카, 벌크 및 군함의 10척을 대상으로 하였고, 계산에 적용한 실제 선박의 특성과 접,이안시 수심 및 조종특성을 조사한 결과는 다음 표와 같다.

Table 4.3 Characteristics of ships maneuvered in Kwang Yang container terminal

	Ship Name	Type	Tonnage (DWT)	LOA	Beam Width	Draft		Speed RPM	Water Depth	Propeller	
						Fore	Aft			Type	Dia.
1	SUNWAY	LPG	48,980ton	230m	36.60m	9.40m	9.40m	12.0kt 68rpm	30m	RIGHT HANDED SINGLE SCREW	7.20m
2	HANSIN SHANGHAI	CONTAINER	50,792ton	289.50m	32.20m	9.05m	9.20m	14.50kt 54rpm	25m	RIGHT HANDED SINGLE SCREW	8.0m
3	HYUNDAI REPUBLIC	CONTAINER	74,373ton	304m	40.00m	8.30m	11.15m	13.70kt 50rpm	25m	RIGHT HANDED SINGLE SCREW	8.7m
4	YeoSu	Naval	1,200ton	88.4m	10m	2.9m	3.1m	16.0kt 1,200rpm	15m	TWIN SCREW TYPE(CPP)	1.5m
5	K CAMELLIA	OBO	207,874ton	312m	50m	18.01m	18.01m	11.5kt 64rpm	22.5m	RIGHT HANDED SINGLE SCREW	8.7m
6	GLOBAL EXPRESS	CHEMICAL TANKER	4,187ton	99.82m	16.4m	4.5m	4.9m	10kt 135rpm	6.0m	RIGHT HANDED SINGLE SCREW	3.45m
7	UNI-MASTER	CONTAINER	16,858ton	162.6m	22.80m	6.2m	7.5m	11.5kt 100rpm	14.5m	RIGHT HANDED SINGLE SCREW	5.10m
8	SINOKOR TIANJIN	CONTAINER	11,998ton	137.5m	20.0m	6.3m	4.95m	11.9kt 110rpm	14.5m	RIGHT HANDED SINGLE SCREW	4.16m
9	HA OSAKA	CONTAINER	8,889ton	123.57m	18.50m	7.16m	7.41m	12.7kt 120rpm	14.5m	RIGHT HANDED SINGLE SCREW	4.30m
10	OPAL QUEEN	TANKER	99,991ton	246.8m	42.0m	12.27m	12.27m	9.9kt 64rpm	22.5m	RIGHT HANDED SINGLE SCREW	7.20m

2) 적용결과 및 분석

광양항 부두전면에서의 각기 다른 선박에 관련된 자료는 앞에서 정리된 바와 같으며 수심은 선박의 종류에 따라 6m, 14m, 15m, 21.5m 등으로 그룹 지을 수 있다. 계산 결과 각 선박에 대해 최대저면유속이 각기 다른 수심에서 나타났다. Fig 4.16 ~ Fig 4.19는 항로상에서 통항중인 선박에 대해 해저면에

서의 유속, 전단유속, 전단응력 및 이동한계 입자의 입경 등을 계산한 결과를 나타낸 것이다. 여기서 Case1은 접안을, Case2는 이안을 나타낸다.

작은 4,000톤급 케미칼 탱카인 Global Express호는 수심 6.6m에서 직경 3.45m의 프로펠러로 접안시 7.5kts, 이안시 10kts로 조종하여 부두저면에 영향을 미치게 되는데 최대저면유속이 프로펠러 직경의 9배 지점에서 나타났다. 20만톤 규모의 광석전용선인 K. Camellia호의 경우는 수심 21.5m의 안벽전면에서 8.7m의 프로펠러로 접안시는 5kts로, 이안시는 11.6kts로 추진하는데 이와 비슷하게 변화하지만 최대유속치가 다소 작으며 최대저면유속이 프로펠러 직경의 12배 지점에서 나타났다. K. Camellia호의 경우 해저면과 선저의 간격은 3m 정도이고, Global Express호는 1.7m로 수로에서와 같이 비교적 간격이 작은 경우에 저면유속의 크기가 커진 것으로 볼 수 있다. 또한 74,000톤의 Hyundai Republic호의 경우도 저면과의 간격이 3.8m 정도로 K. Camellia호와 유사한 패턴을 나타내었다.

그 이외의 선박은 톤수가 크더라도 저면과의 간격이 5m 이상으로 최대저면유속은 1m/sec 이하의 미약한 흐름이 12배 지점에서 나타나는 것으로 분석되었다. 이것은 추진기의 영향이 흘수(저면과의 간격)에 밀접한 관계가 있음을 가리킨다. 한편, 1,200톤의 군함인 여수함은 흘수는 3.1m 정도이나 수심 6m의 안벽에 접, 이안시 8kts 및 10kts로 조종하여 수로에서와는 달리 프로펠러 직경의 7배 지점부터 급격히 증가하여 12배 지점에서는 3m/sec까지로 나타났다.

각각 다른 선박에 대해 퇴적물이 이동하는 한계입자크기는 접안과 이안시에 대하여 각각 Fig 4.16과 Fig 4.19에 정리한 바와 같다. 여기에서도 퇴적물 이동의 한계입자크기는 추진기 하단으로 $x=D \sim x=12D$ 에서 거리가 증가함에 따라 커진다. 이 그림에서 Global Express호, Hyundai Republic호, K. Camellia호는 $x=5D \sim x=7D$ 에서 증가하다가 그 이후에는 완만하게 감소한다. 한편, 그 이외의 선박은 $x=12D$ 에서 최대값을 가진다. 저면과의 간격이

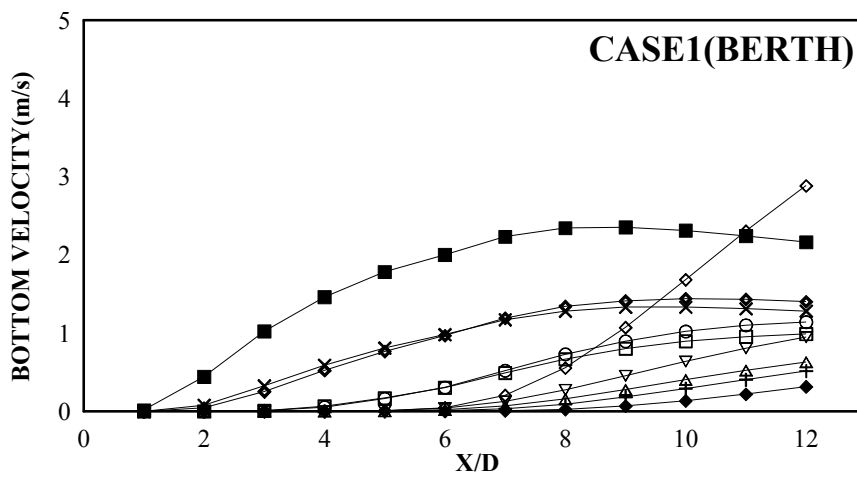
0.6m 이하의 경우에 대한 실험에서는 $x=D$ 에서 최대값을 갖는 것으로 계산되었다. 이들 결과는 최대한계입자크기를 나타내는 위치는 선박의 흘수에 따라 달라지며 심흘수의 경우 최대한계입자크기는 프로펠러 주위에 위치하고 작은 흘수의 경우에는 $x=12D$ 에 위치하게 된다. 아울러 선저와 해저와의 간격이 작은 경우에는 $x=D$ 부근에, 큰 경우에는 $x=12D$ 에 최대값을 갖는 것으로 나타났고, 이 모든 경우가 수로상에서의 비교와 유사한 경향을 나타내었다.

실선박의 부두 전면에서 접이안에 적용하였을 때에도 추진기로 인해 퇴적물의 이동에는 저면과 선저의 간격이 가장 현저한 영향을 미치는 것으로 나타났으며, 비교적 수심이 얇은 경우에는 저면과 선저의 간격이 $0.8 < R/D < 1.0$ 일 때 프로펠러 주변에서 최대의 저면유속이 형성되며, 수심이 깊은 $R/D > 2$ 의 경우에는 표사의 이동이 미약하거나 거의 발생하지 않는 것으로 나타났다. Fig 4.20 ~ Fig 4.28은 추진기 배수류의 유속변화를 프로펠러 직경에 대한 상대거리로 나타낸 것으로 무차원화 시킨 후의 유속분포특성은 수로의 경우와 마찬가지로 유사한 패턴을 나타내고 $R/D=0.5$ 인 지점에서 축방향의 공간적 유속감쇄에 변화를 나타내고 있음을 알 수 있다.

한편, Fig 4.29 ~ Fig 4.37은 선택된 안벽전면에서 실선박이 접, 이안할 때 수심 및 흘수 등 조종조건에 따라 배수류의 공간적 변화를 시뮬레이션한 것이다. 전술한 바와 같이 K. Camellia호, Global Express호, Hyundai Republic호 등은 해저면과의 간격이 좁은 상태로 접, 이안을 하고 있어서 유속분포가 배수류의 주류와 유사한 패턴으로 넓게 분포하는 양상을 나타낸 반면, 그 이외의 선박에서는 초기영역과 흐름발달영역이 확실히 구분되며 흐름발달영역에서는 정규분포를 나타냄을 확인할 수 있다. 특히, 군함인 여수함의 경우는 수심이 깊은 곳에서 작은 직경의 프로펠러로 추진되고 있어서 유속의 영향이 저면에 미치지 않았다.

CASE 1 (BERTH)	
◆	HYUNDAI REPUBLIC (Type : Container, Length : 304m, Draft : 11.15m, D : 8.7m, Weight : 74373DWT)
□	HANSIN SHANGHAI (Type : Container, Length : 289.50m, Draft : 9.20m, D : 8.0m, Weight : 50792DWT)
+	HEUNGA OSAKA (Type : Container, Length : 123.57m, Draft : 7.41m, D : 4.30m, Weight : 8889DWT)
◆	SINOKOR TIANJIN (Type : Container, Length : 137.5m, Draft : 4.95m, D : 4.16m, Weight : 11998DWT)
▽	UNI-MASTER (Type : Container, Length : 162.6m, Draft : 7.5m, D : 5.10m, Weight : 16858DWT)
○	SUNWAY (Type : Tanker, Length : 230m, Draft : 9.40m, D : 7.20m, Weight : 48980DWT)
■	GLOBAL EXPRESS (Type : Tanker, Length : 99.82m, Draft : 4.9m, D : 3.45m, Weight : 4187DWT)
△	OPAL QUEEN (Type : Tanker, Length : 246.8m, Draft : 12.27m, D : 7.20m, Weight : 99991DWT)
×	K. CAMELLIA (Type : Bulk, Length : 312m, Draft : 18.01m, D : 8.7m, Weight : 207874DWT)
◇	YEOSUHAM (Type : Battleship, Length : 88.4m, Draft : 3.1m, D : 1.5m, Weight : 1200DT)

(a) Bottom velocity



(b) Bed shear velocity

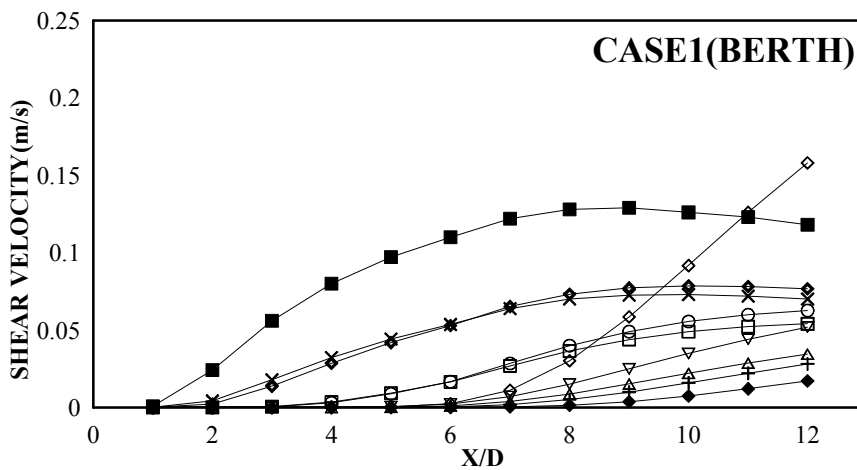
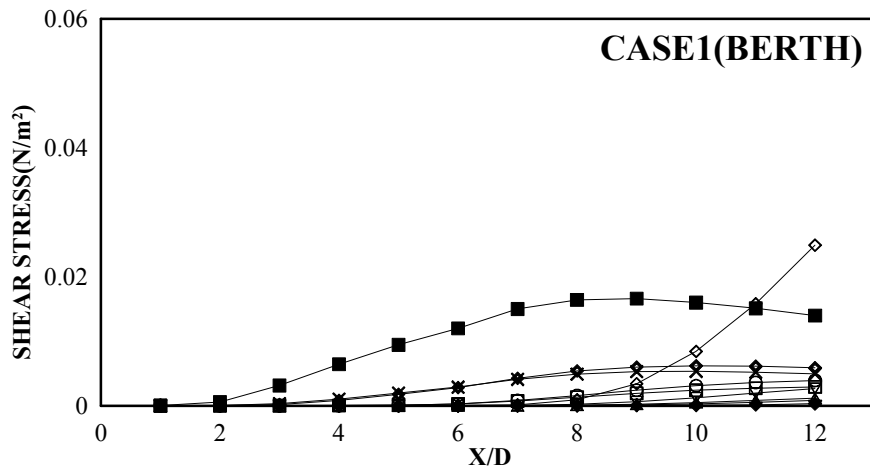


Fig. 4.16 Bottom velocity and bed shear velocity at berth(berthing)

CASE 1 (BERTH)	
◆	HYUNDAI REPUBLIC (Type : Container, Length : 304m, Draft : 11.15m, D : 8.7m, Weight : 74373DWT)
□	HANSIN SHANGHAI (Type : Container, Length : 289.50m, Draft : 9.20m, D : 8.0m, Weight : 50792DWT)
+	HEUNGA OSAKA (Type : Container, Length : 123.57m, Draft : 7.41m, D : 4.30m, Weight : 8889DWT)
◆	SINOKOR TIANJIN (Type : Container, Length : 137.5m, Draft : 4.95m, D : 4.16m, Weight : 11998DWT)
▽	UNI-MASTER (Type : Container, Length : 162.6m, Draft : 7.5m, D : 5.10m, Weight : 16858DWT)
○	SUNWAY (Type : Tanker, Length : 230m, Draft : 9.40m, D : 7.20m, Weight : 48980DWT)
■	GLOBAL EXPRESS (Type : Tanker, Length : 99.82m, Draft : 4.9m, D : 3.45m, Weight : 4187DWT)
△	OPAL QUEEN (Type : Tanker, Length : 246.8m, Draft : 12.27m, D : 7.20m, Weight : 99991DWT)
×	K. CAMELLIA (Type : Bulk, Length : 312m, Draft : 18.01m, D : 8.7m, Weight : 207874DWT)
◇	YEOSUHAM (Type : Battleship, Length : 88.4m, Draft : 3.1m, D : 1.5m, Weight : 1200DT)

(a) Bed shear stress



(b) Critical grain size motion

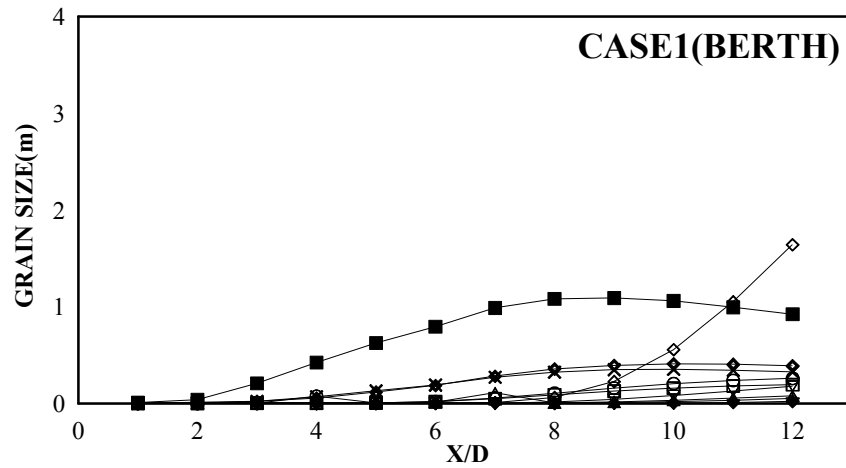
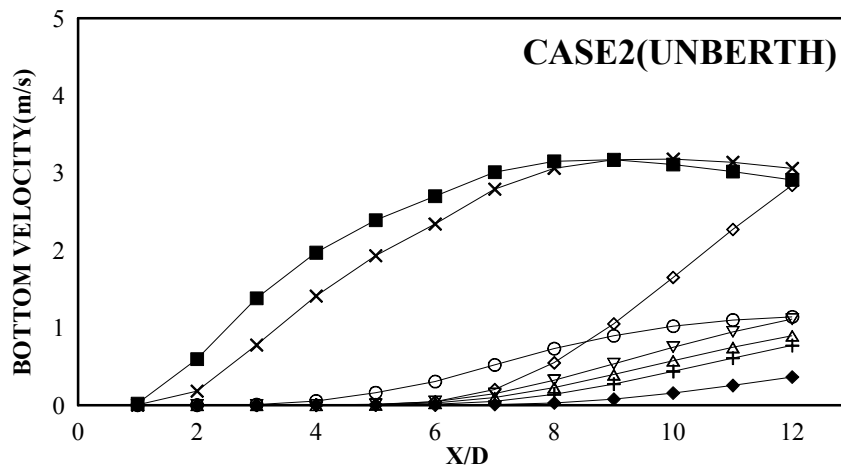


Fig. 4.17 Bed shear stress and critical grain size motion at berth(berthing)

CASE 2 (UNBERTH)	
+	HEUNGA OSAKA (Type : Container, Length : 123.57m, Draft : 7.41m, D : 4.30m, Weight : 8889DWT)
◆	SINOKOR TIANJIN (Type : Container, Length : 137.5m, Draft : 4.95m, D : 4.16m, Weight : 11998DWT)
▽	UNI-MASTER (Type : Container, Length : 162.6m, Draft : 7.5m, D : 5.10m, Weight : 16858DWT)
○	SUNWAY (Type : Tanker, Length : 230m, Draft : 9.40m, D : 7.20m, Weight : 48980DWT)
■	GLOBAL EXPRESS (Type : Tanker, Length : 99.82m, Draft : 4.9m, D : 3.45m, Weight : 4187DWT)
△	OPAL QUEEN (Type : Tanker, Length : 246.8m, Draft : 12.27m, D : 7.20m, Weight : 99991DWT)
×	K. CAMELLIA (Type : Bulk, Length : 312m, Draft : 18.01m, D : 8.7m, Weight : 207874DWT)
◇	YEOSUHAM (Type : Battleship, Length : 88.4m, Draft : 3.1m, D : 1.5m, Weight : 1200DT)

(a) Bottom velocity



(b) Bed shear velocity

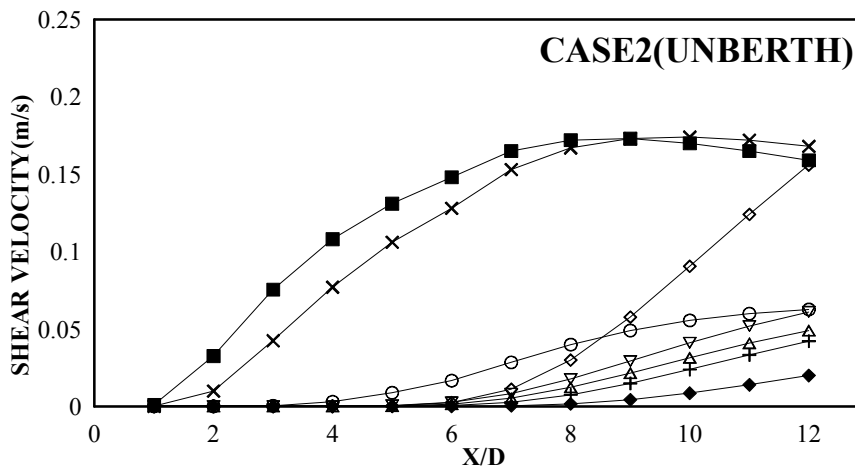
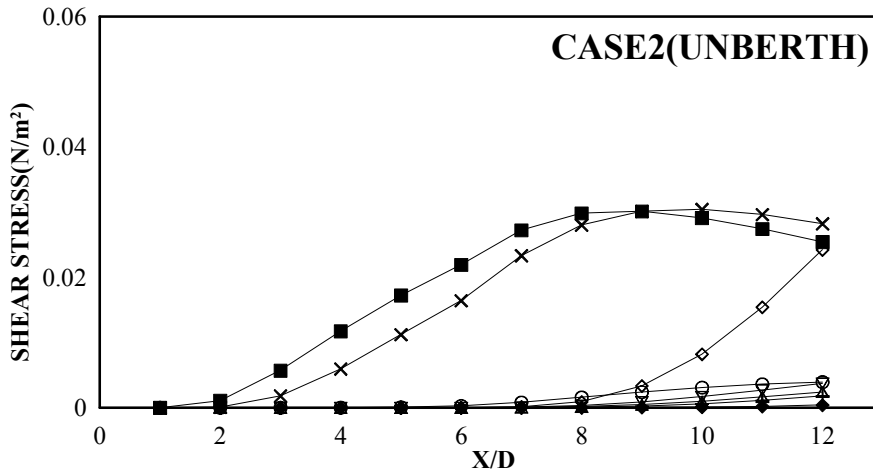


Fig. 4.18 Bottom velocity and bed shear velocity at berth(unberthing)

CASE 2 (UNBERTH)	
+	HEUNGA OSAKA (Type : Container, Length : 123.57m, Draft : 7.41m, D : 4.30m, Weight : 8889DWT)
◆	SINOKOR TIANJIN (Type : Container, Length : 137.5m, Draft : 4.95m, D : 4.16m, Weight : 11998DWT)
▽	UNI-MASTER (Type : Container, Length : 162.6m, Draft : 7.5m, D : 5.10m, Weight : 16858DWT)
○	SUNWAY (Type : Tanker, Length : 230m, Draft : 9.40m, D : 7.20m, Weight : 48980DWT)
■	GLOBAL EXPRESS (Type : Tanker, Length : 99.82m, Draft : 4.9m, D : 3.45m, Weight : 4187DWT)
△	OPAL QUEEN (Type : Tanker, Length : 246.8m, Draft : 12.27m, D : 7.20m, Weight : 99991DWT)
×	K. CAMELLIA (Type : Bulk, Length : 312m, Draft : 18.01m, D : 8.7m, Weight : 207874DWT)
◇	YEOSUHAM (Type : Battleship, Length : 88.4m, Draft : 3.1m, D : 1.5m, Weight : 1200DT)

(a) Bed shear stress



(b) Critical grain size motion

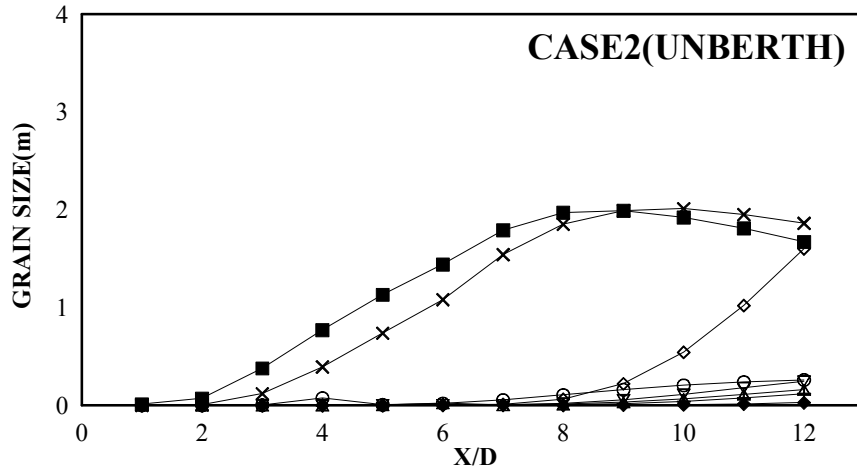


Fig. 4.19 Bed shear stress and critical grain size motion at berth(berthing)

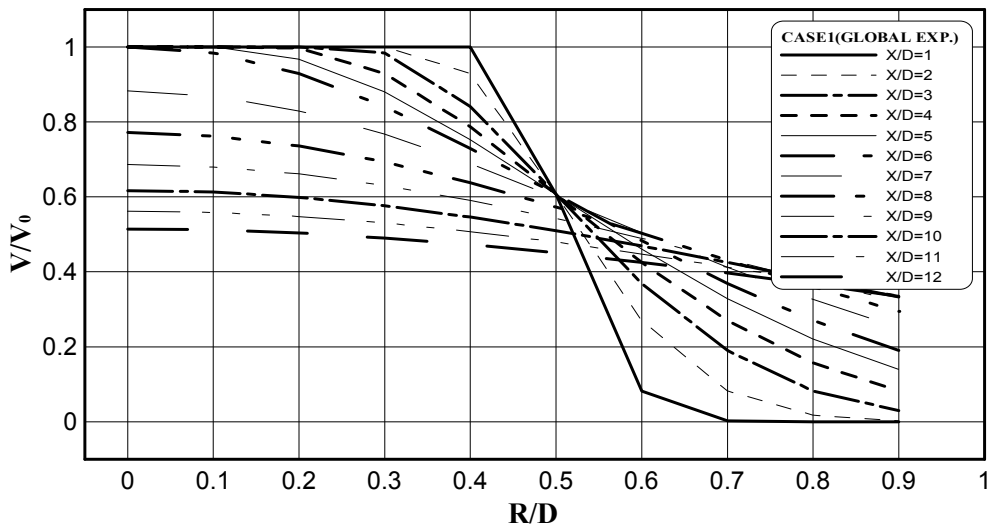
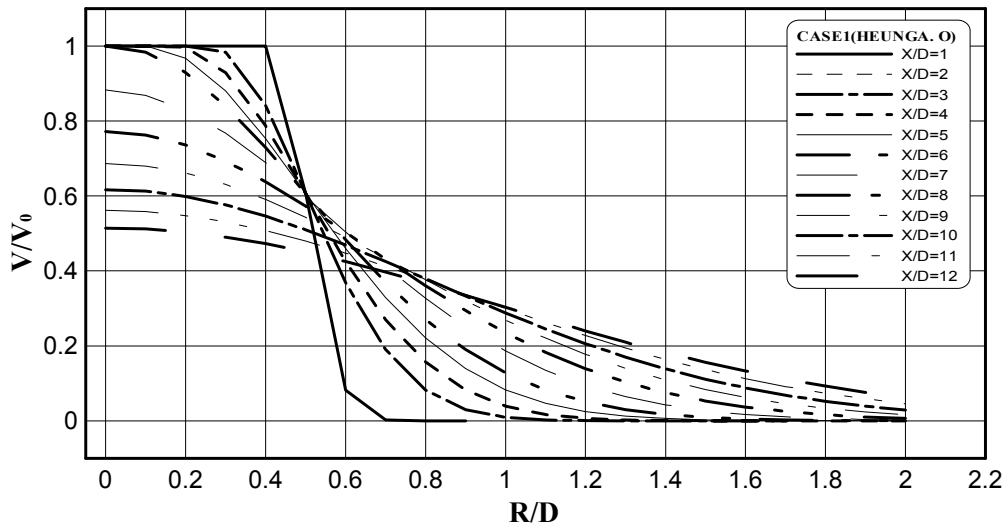


Fig. 4.20 Relative velocities versus distances from propeller(berthing, 1)

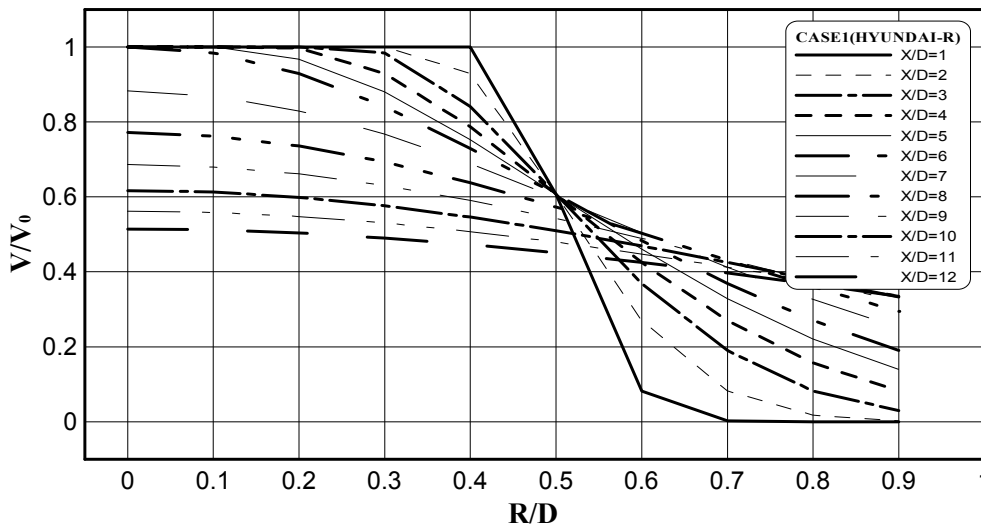
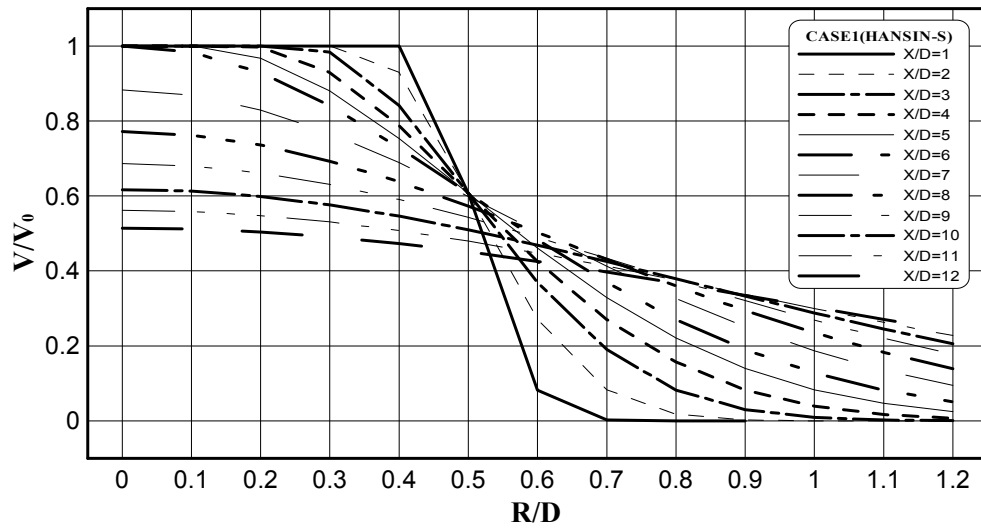


Fig. 4.21 Relative velocities versus distances from propeller(berthing, 2)

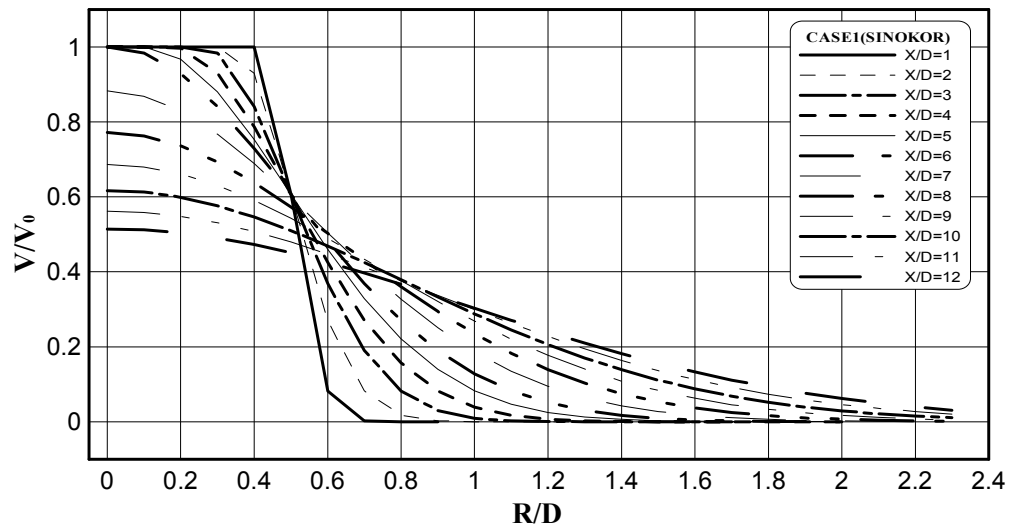
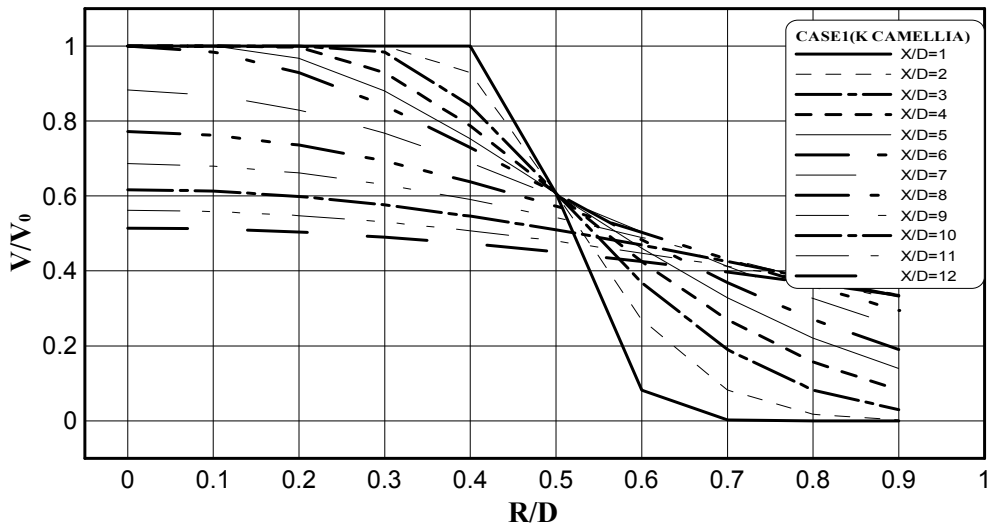


Fig. 4.22 Relative velocities versus distances from propeller(berthing, 3)

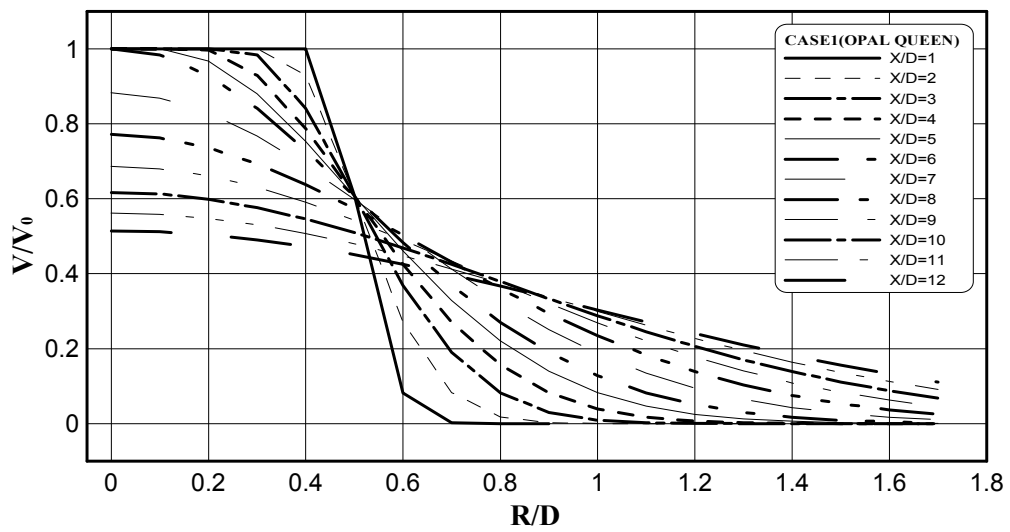
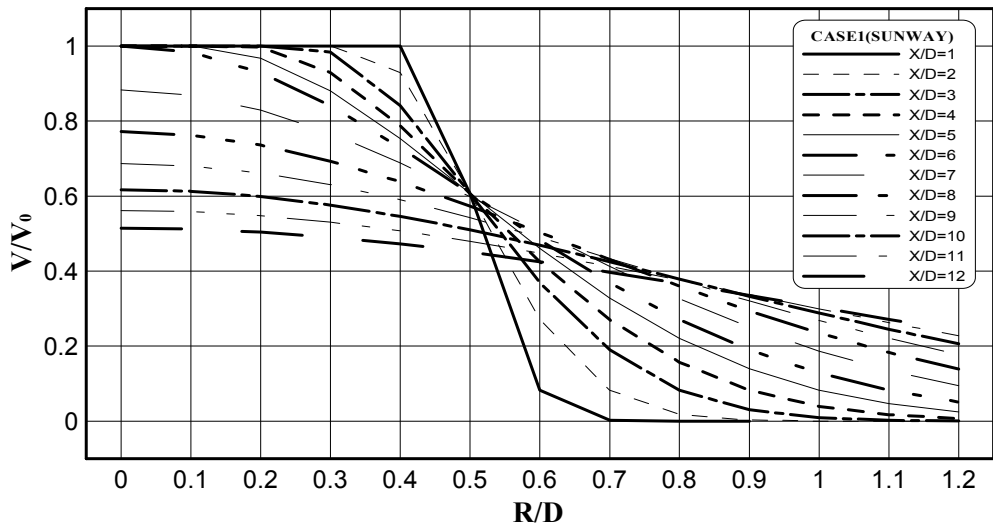


Fig. 4.23 Relative velocities versus distances from propeller(berthing, 4)

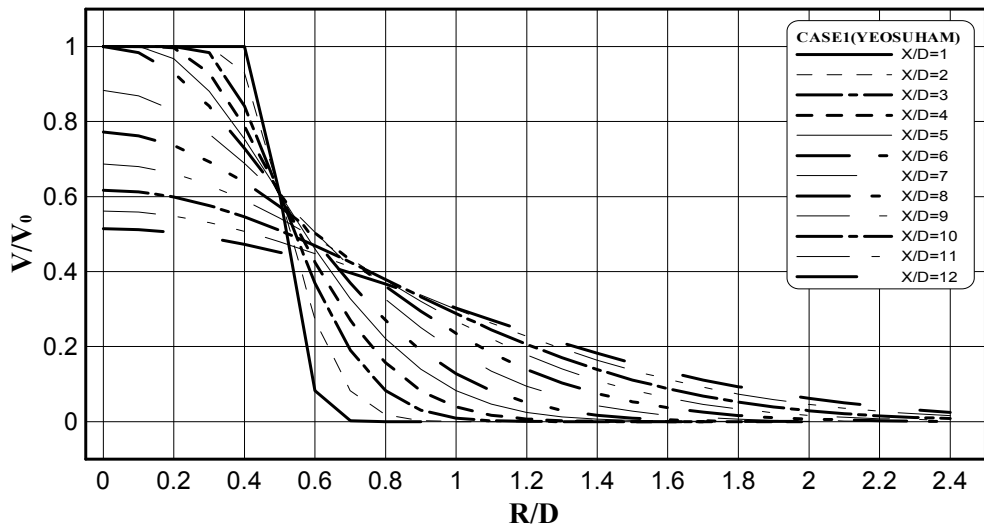
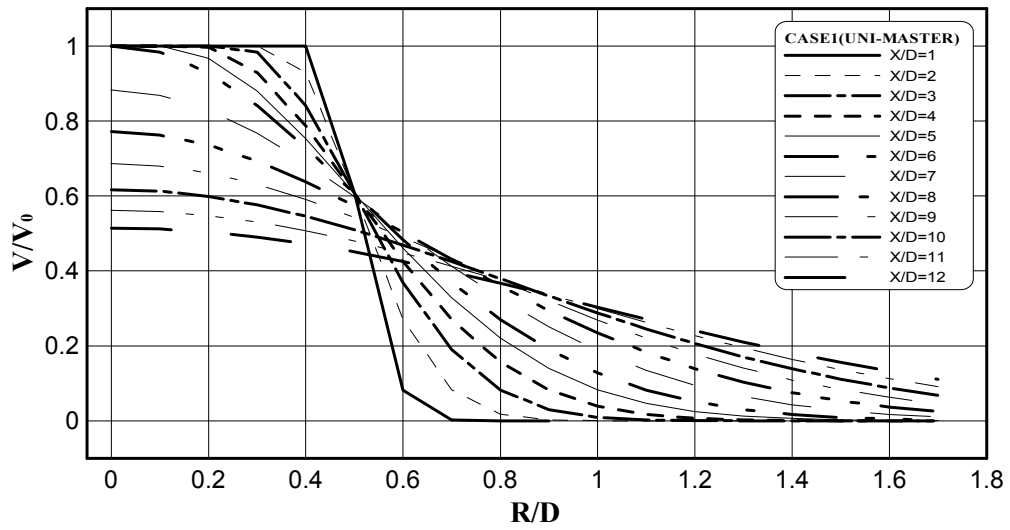


Fig. 4.24 Relative velocities versus distances from propeller(berthing, 5)

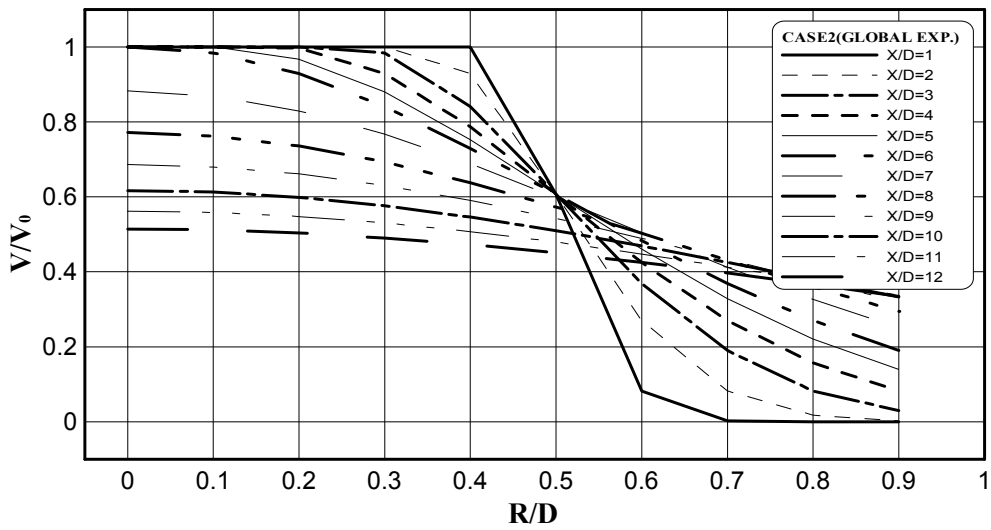
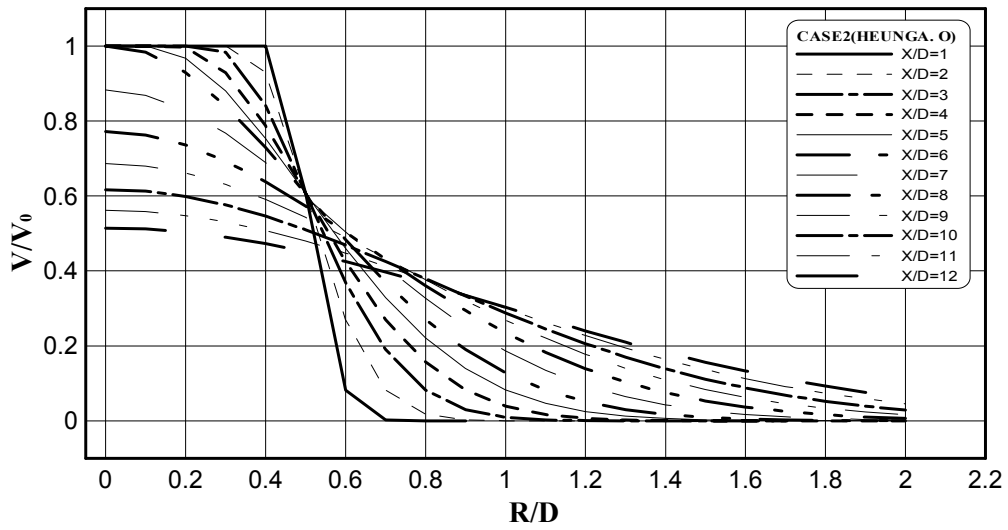


Fig. 4.25 Relative velocities versus distances from propeller(unberthing, 1)

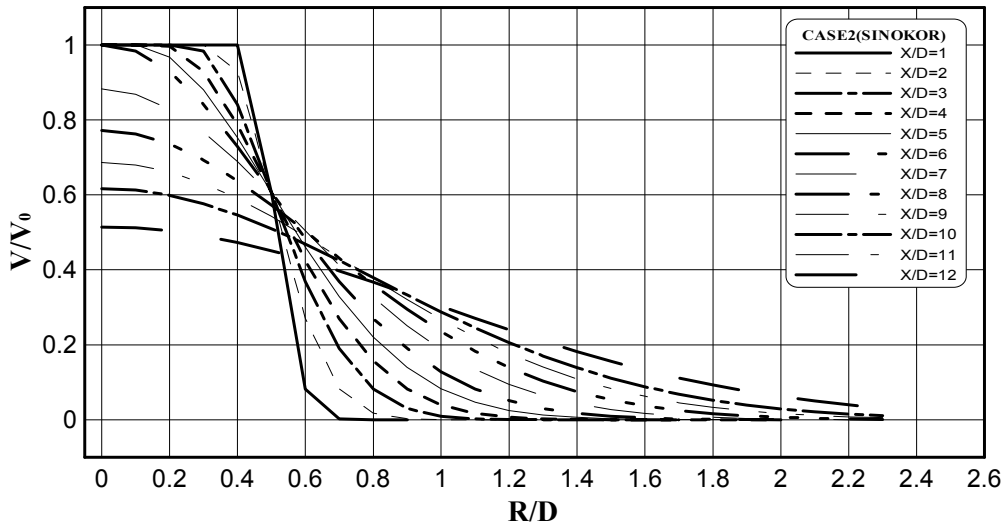
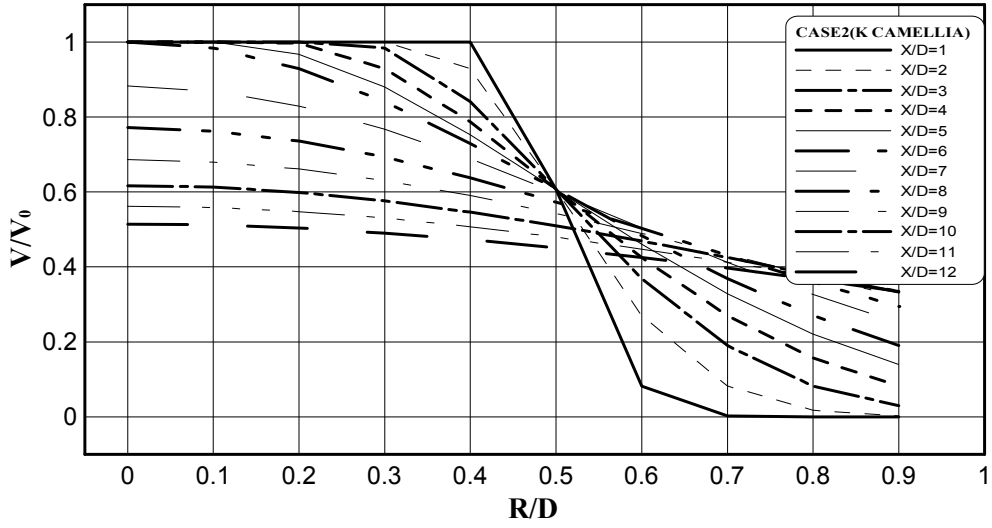


Fig. 4.26 Relative velocities versus distances from propeller(unberthing, 2)

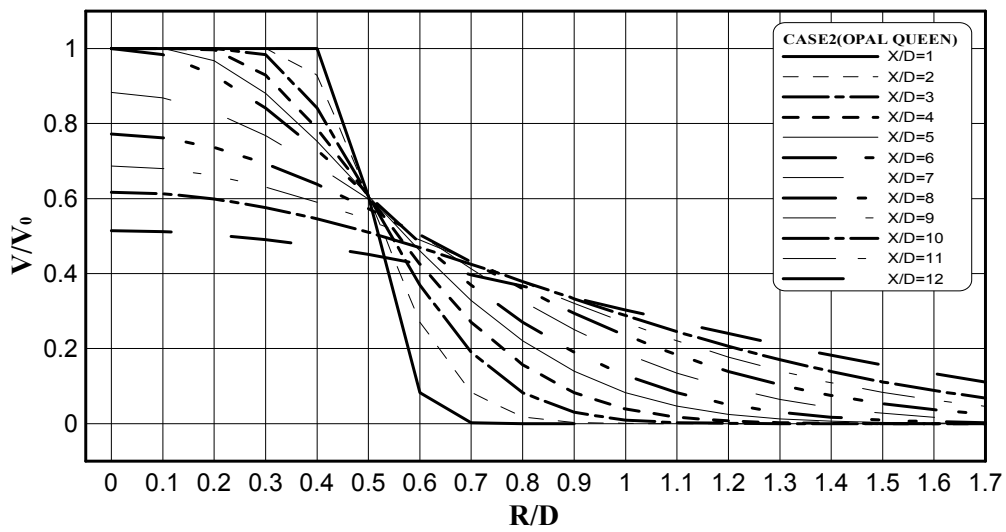
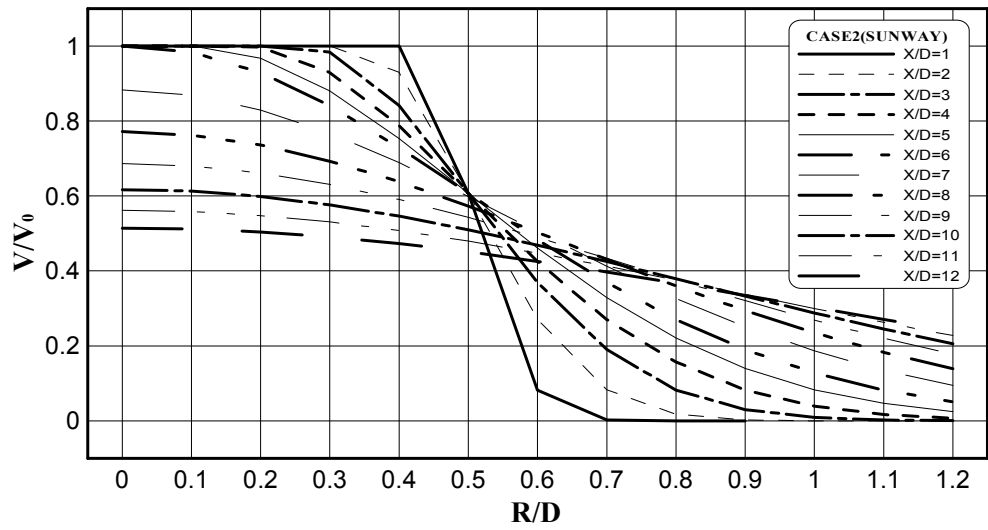


Fig. 4.27 Relative velocities versus distances from propeller(unberthing, 3)

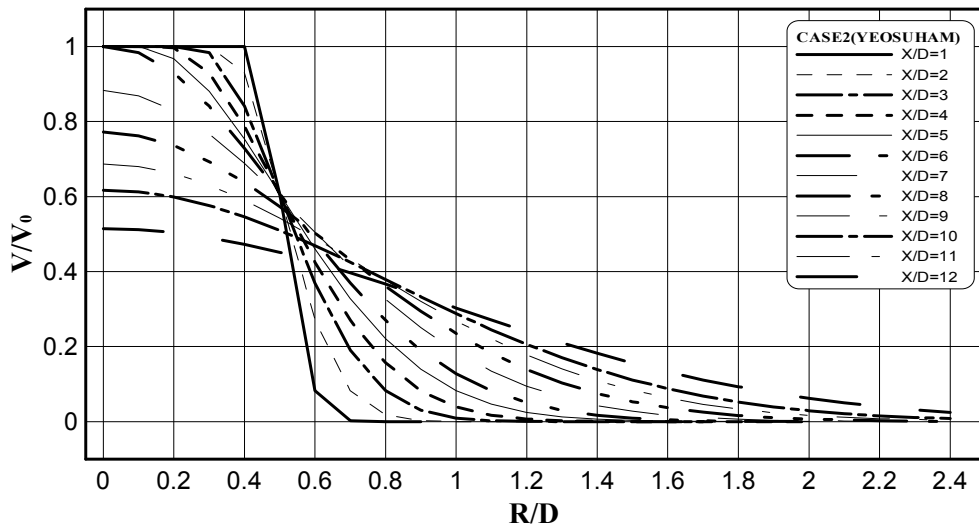
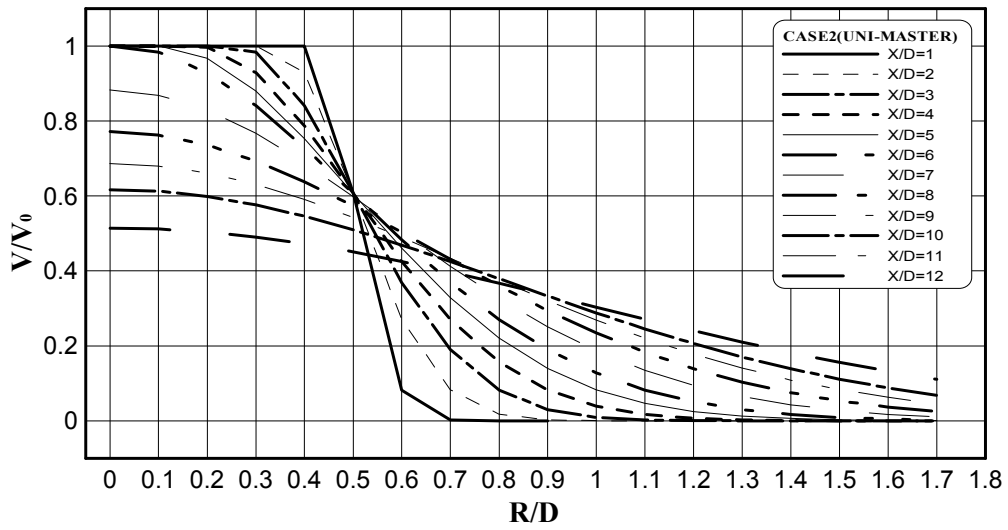


Fig. 4.28 Relative velocities versus distances from propeller(unberthing, 4)

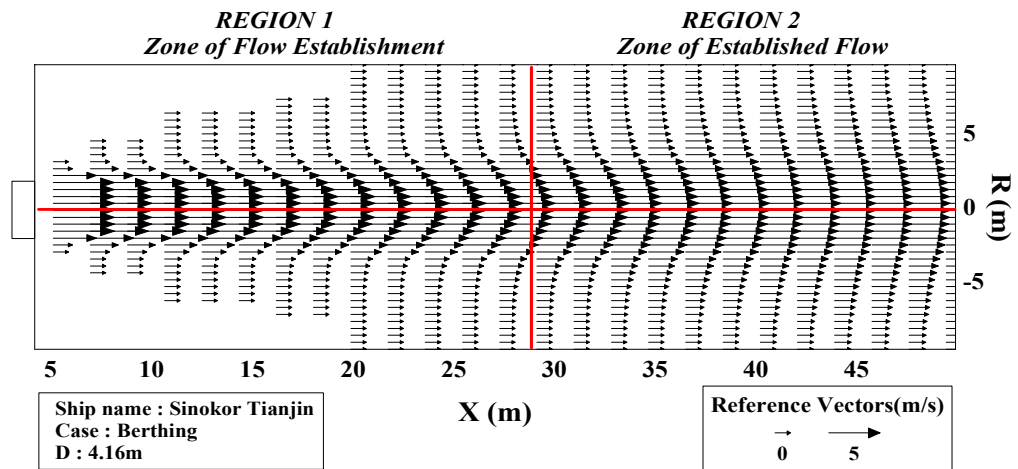
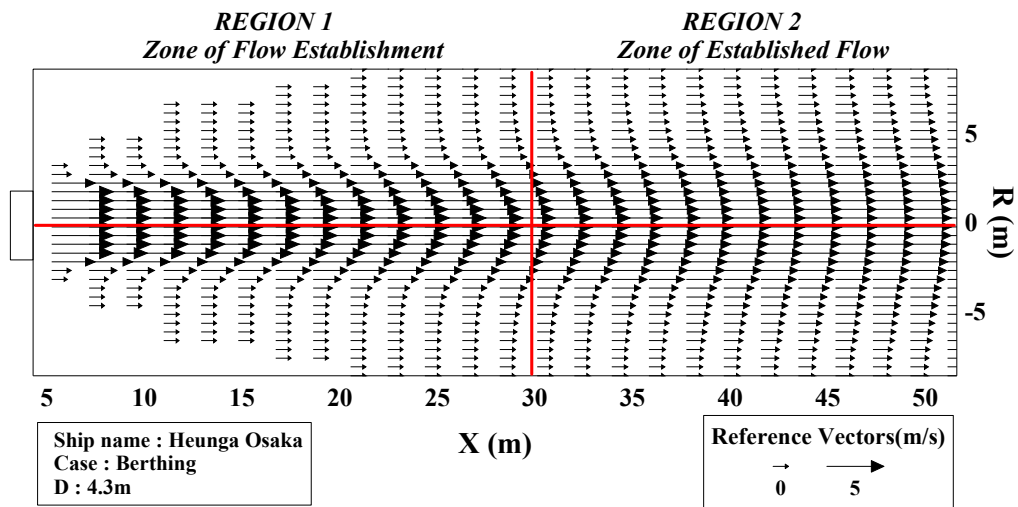


Fig. 4.29 Velocity distributions sternward of the propellers(berthing, 1)

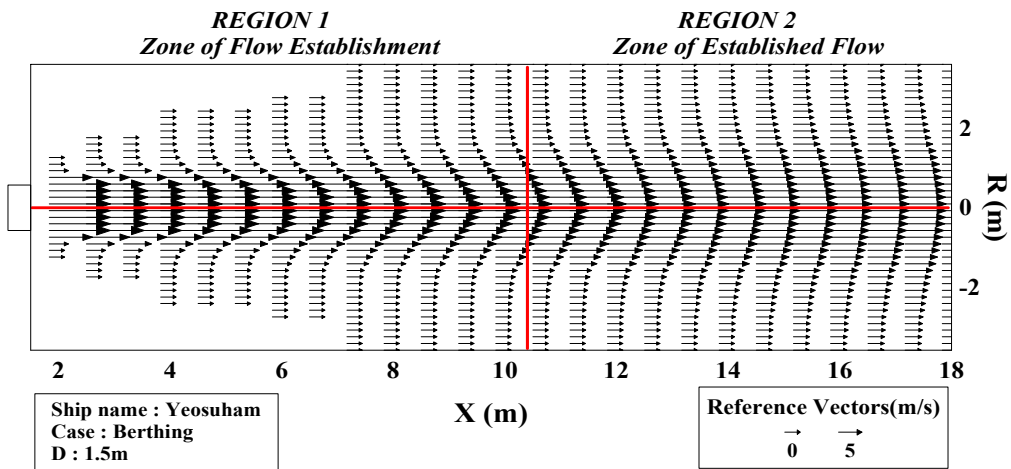
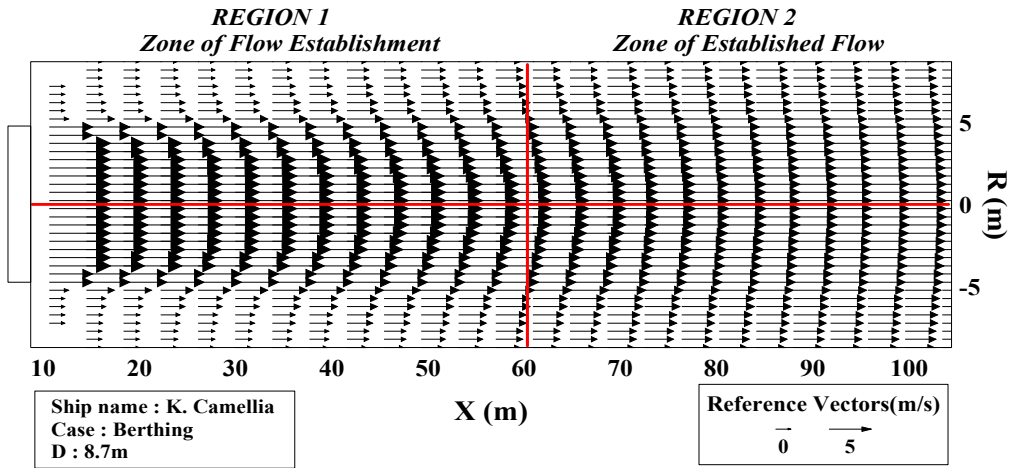


Fig. 4.30 Velocity distributions sternward of the propellers(berthing, 2)

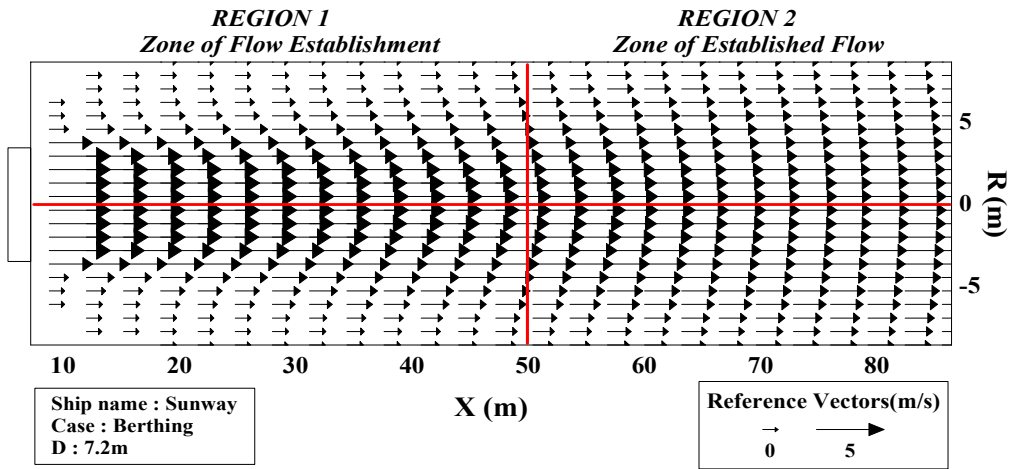
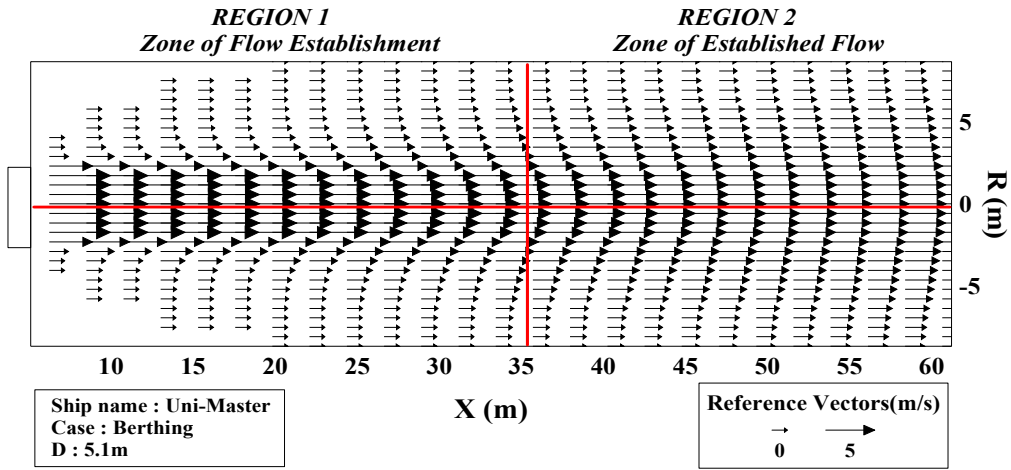


Fig. 4.31 Velocity distributions sternward of the propellers(berthing, 3)

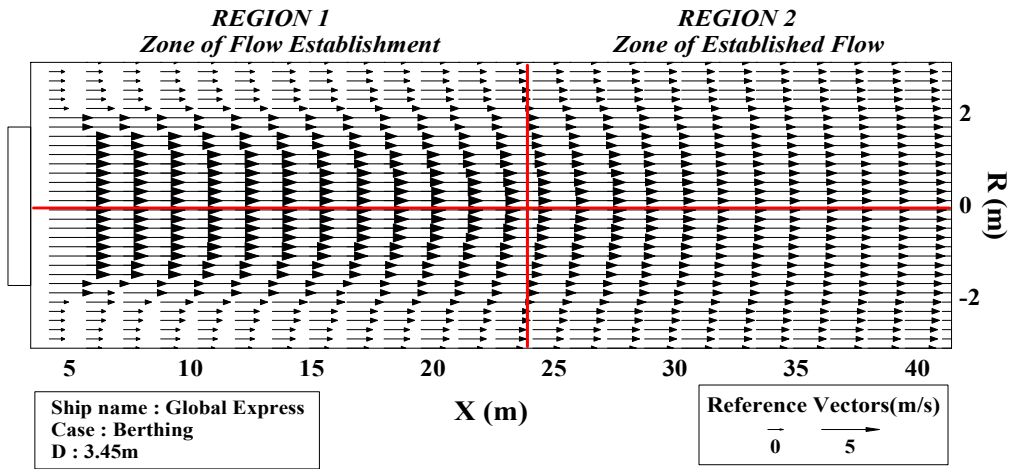
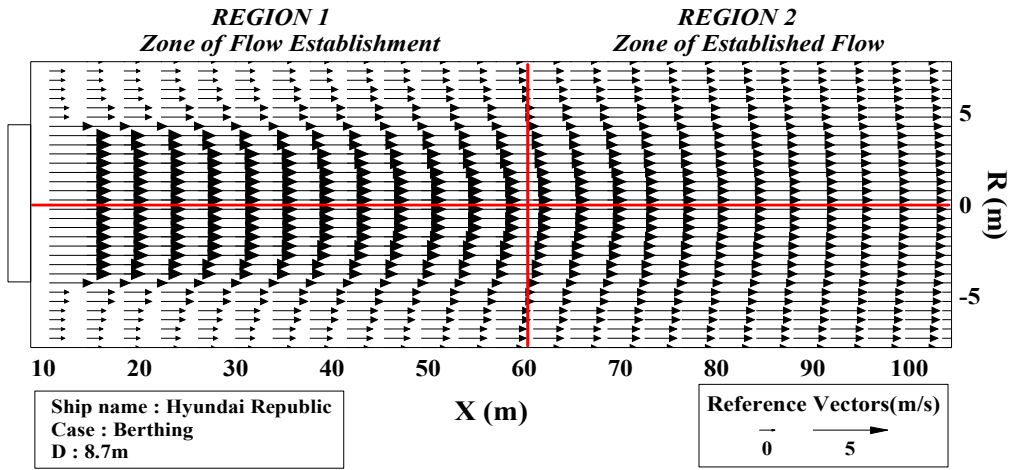


Fig. 4.32 Velocity distributions sternward of the propellers(berthing, 4)

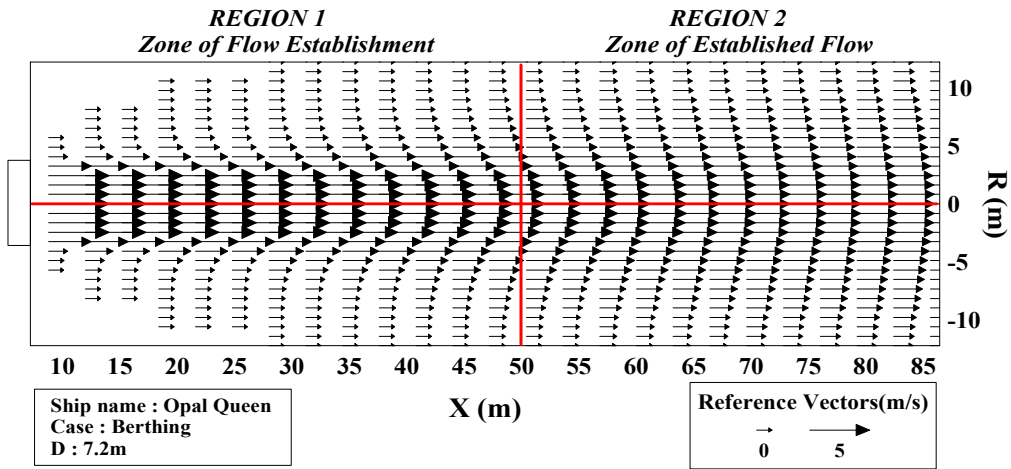
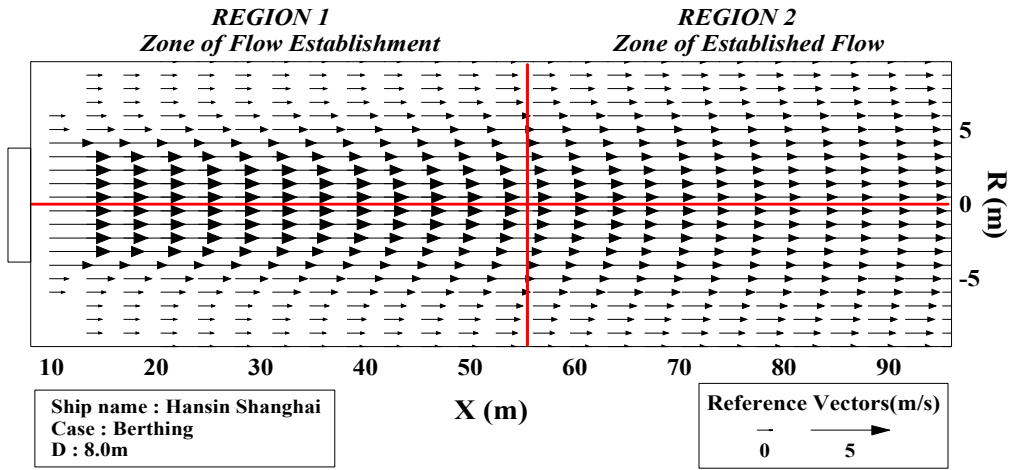


Fig. 4.33 Velocity distributions sternward of the propellers(berthing, 5)

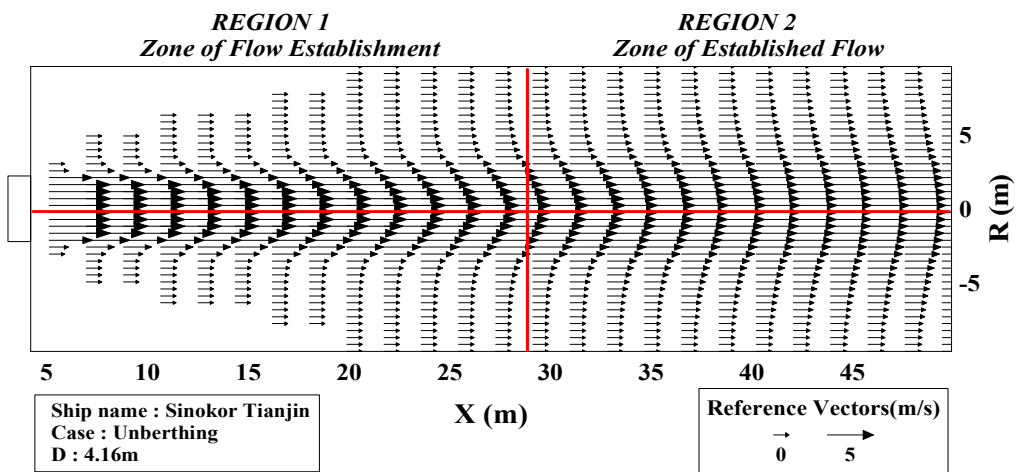
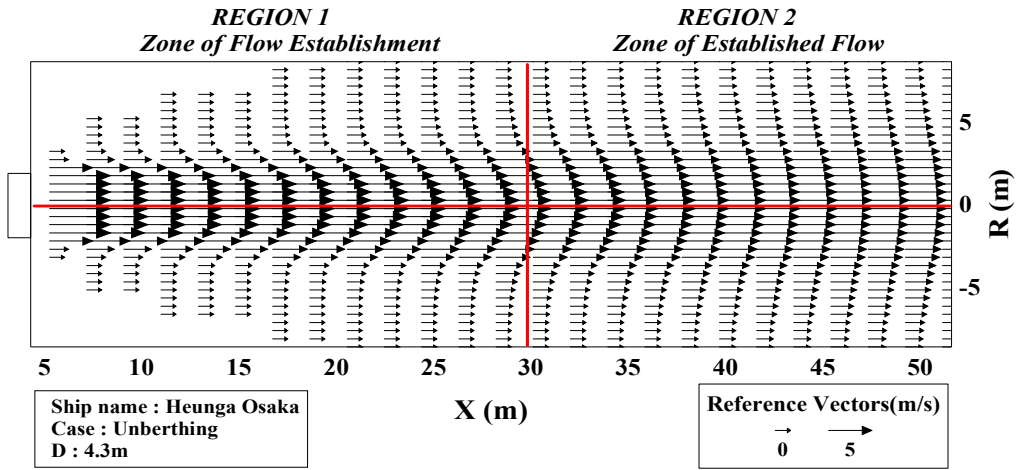


Fig. 4.34 Velocity distributions sternward of the propellers(unberthing, 1)

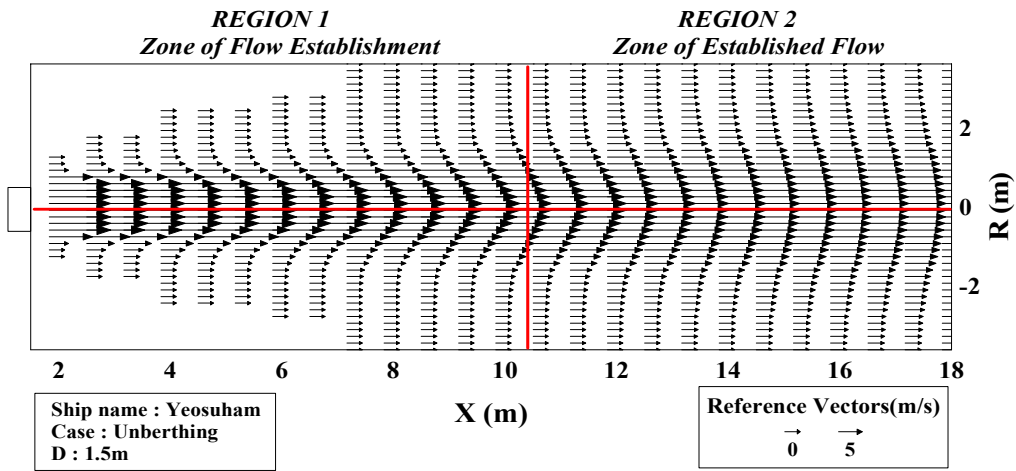
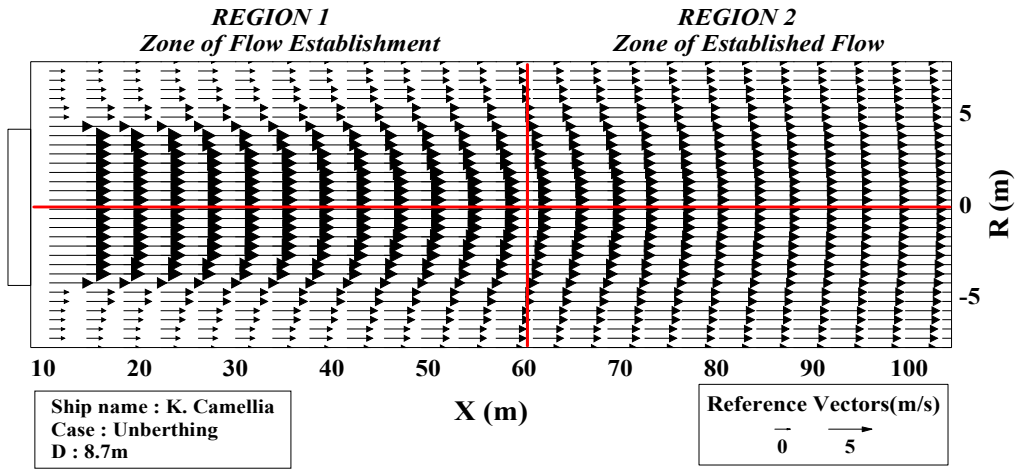


Fig. 4.35 Velocity distributions sternward of the propellers(unberthing, 2)

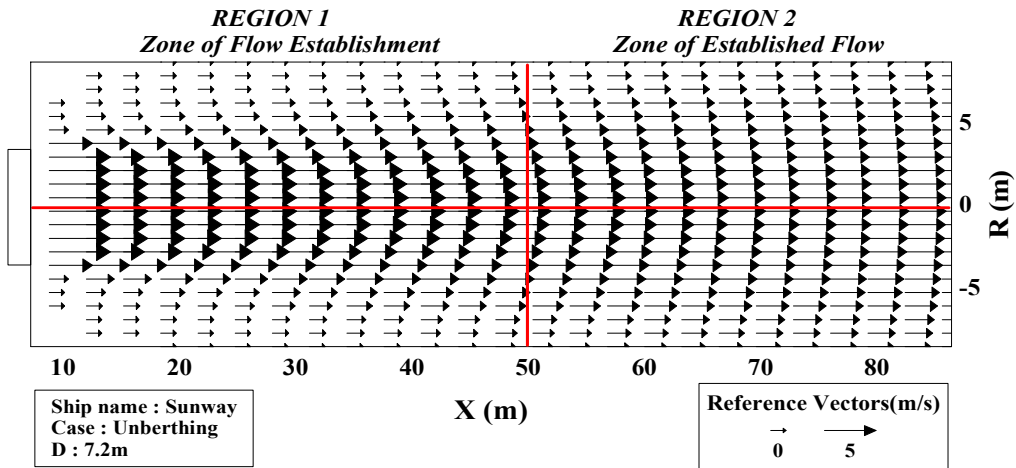
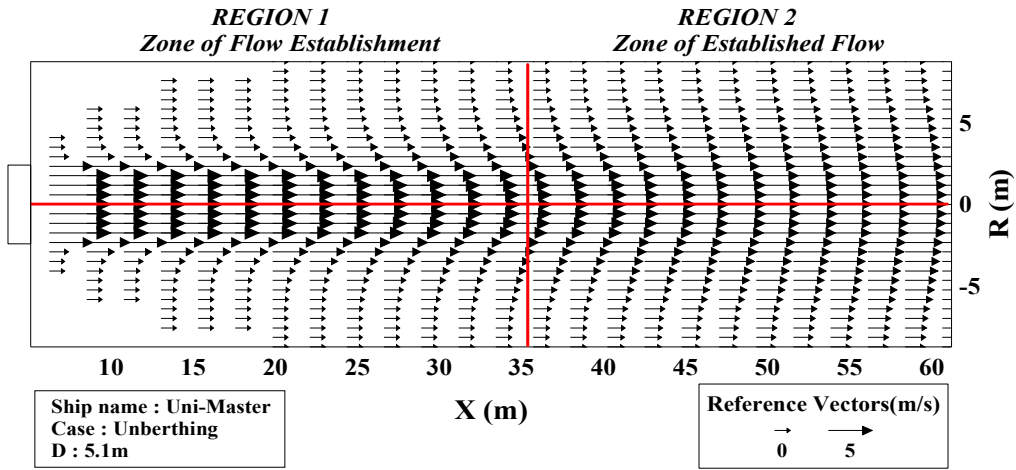


Fig. 4.36 Velocity distributions sternward of the propellers(unberthing, 3)

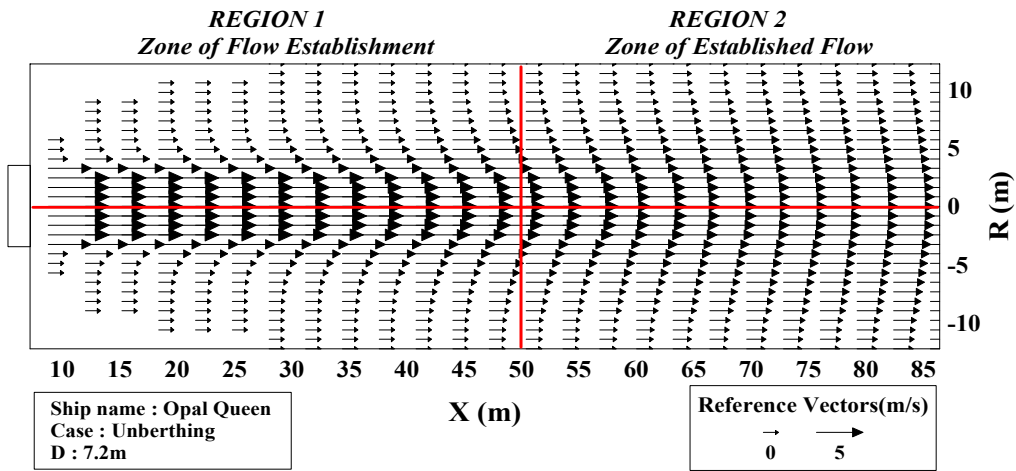
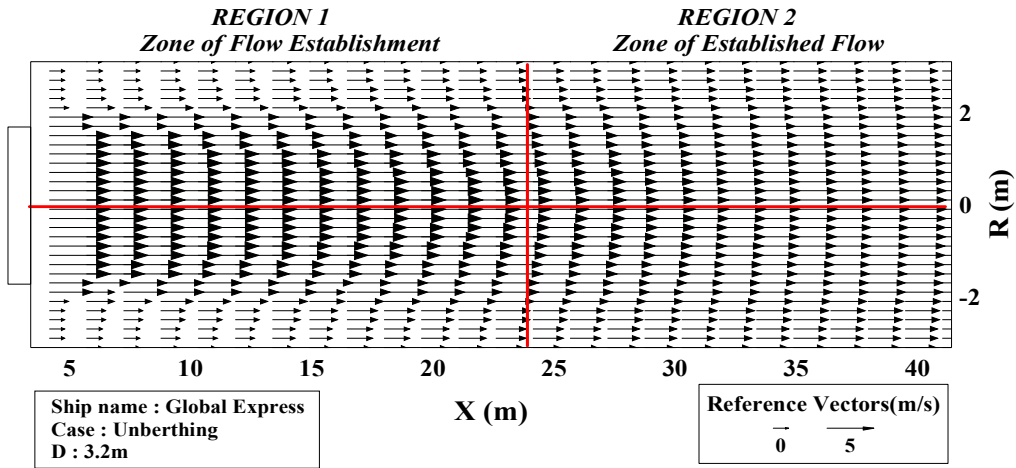


Fig. 4.37 Velocity distributions sternward of the propellers(unberthing, 4)

4.2 예인선에 대한 적용

4.2.1 대상선박의 특성 및 조건

예인선의 수치실험에 이용된 선박은 다음과 같으며 각각 범용 예인선의 수리모형실험에 대한 입력치와 국내에서 운항중인 선박의 입력치로 분류하였다. 수리모형 실험에서는 Flume 및 선박을 1:25의 축척을 사용하였다(Maynard, 2000). 수치모델은 전형적인 예인선의 추진기 형태인 Kort nozzle과 Open wheel로 구분하여 구성하였으며 주변유속, 흘수, 선폭, 초기유속, thrust 등이 주요입력변수이다.

Table 4.4 Characteristics of towboats and barges

Ship Type	Ship Name	L.O.A (m)	DRAFT (m)	Va, (m/sec)	Thrust, (newtons)	Velocity exiting propeller V ₂ (m/sec)
Foreign Physical Model Ships	TYPE A (Kort nozzle ship)	52	5.5	0.29	351,500	5.5
	TYPE B (Kort nozzle ship)	52	5.5	0.38	390,000	5.8
	TYPE C (Kort nozzle ship)	52	5.5	0.29	377,000	8.0
	TYPE D (Open wheel ship)	52	5.5	0.55	360,000	-7.8
	Test Barge	258	4.6	.	.	.
Domestic Real Ships	D.WONHO (Open wheel ship)	32	2.5	0.29	9697	2.80
	J.JINHO (Open wheel ship)	26.95	2.8	0.29	22,255	1.89
	S.202HO (Open wheel ship)	24.5	2.5	0.29	9697	2.80
	DB99HO (Barge)	67	4.5	.	.	.

4.2.2 수치모형의 검증

예인선의 수치모형의 검증은 Kort nozzle에 대해 선박 TYPE A, B에 적용하여 유속 및 전단응력에 대한 수치실험의 계측결과와 비교하였다. Fig.4.38은 Kort nozzle의 Type A선에 대한 유속 분포를 나타내며 Fig.4.39는 Type B에 대한 저면전단응력을 비교한것이다. 두 그림에서 유속분포와 전단응력의 계측치에 대한 수치모델의 계산치가 매우 유사한 결과를 보여서 실험식에 근거를 둔 수치모델이 제반현상을 잘 재현함을 알 수 있다. 이를 근거로 국내 쌍추진기 예인선의 유속과 전단응력 분포의 양상을 수치실험으로 분석하고자 한다.

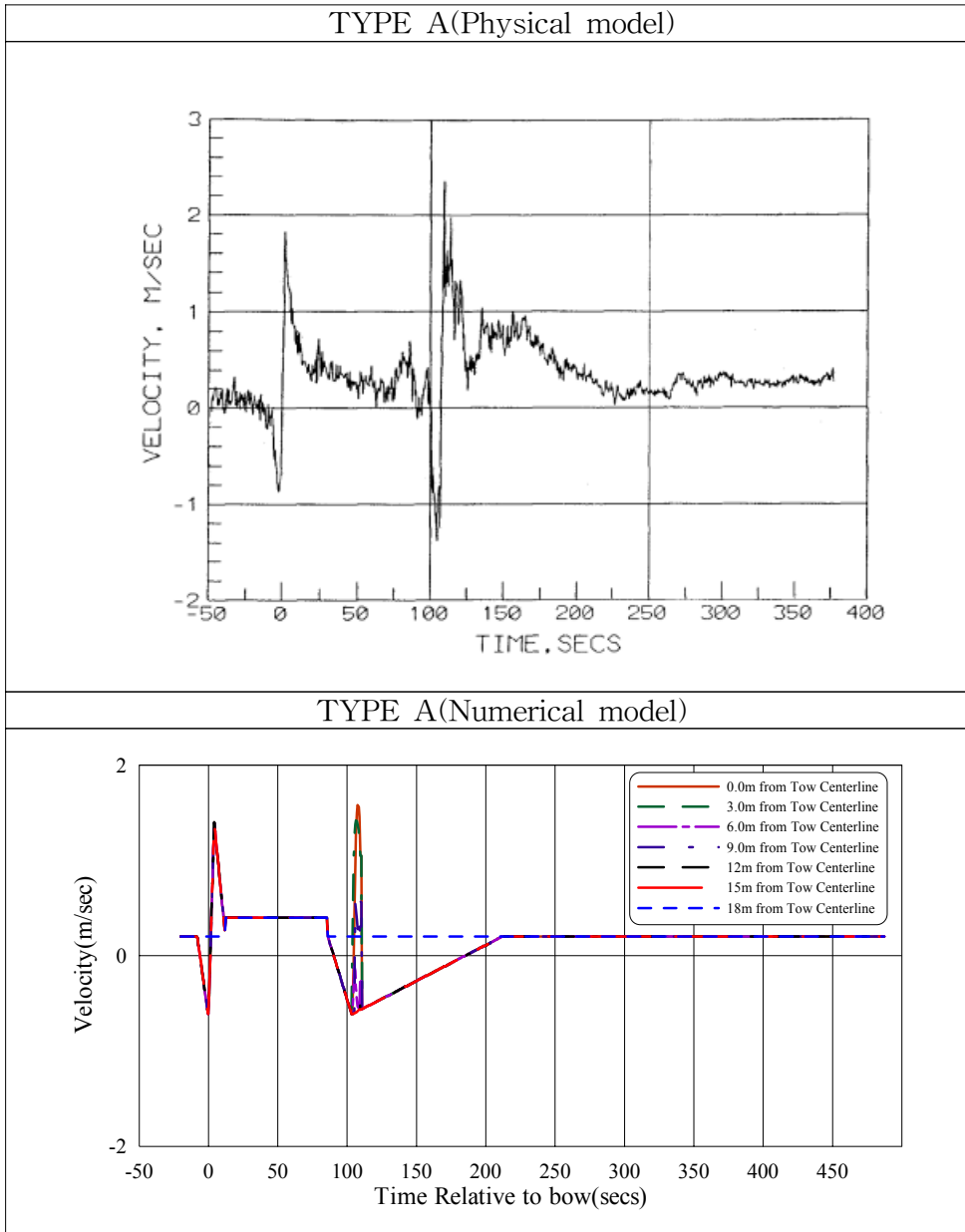


Fig. 4.38 Comparison of velocity distribution for physical model and numerical model(TYPE A-Kort nozzle ship)

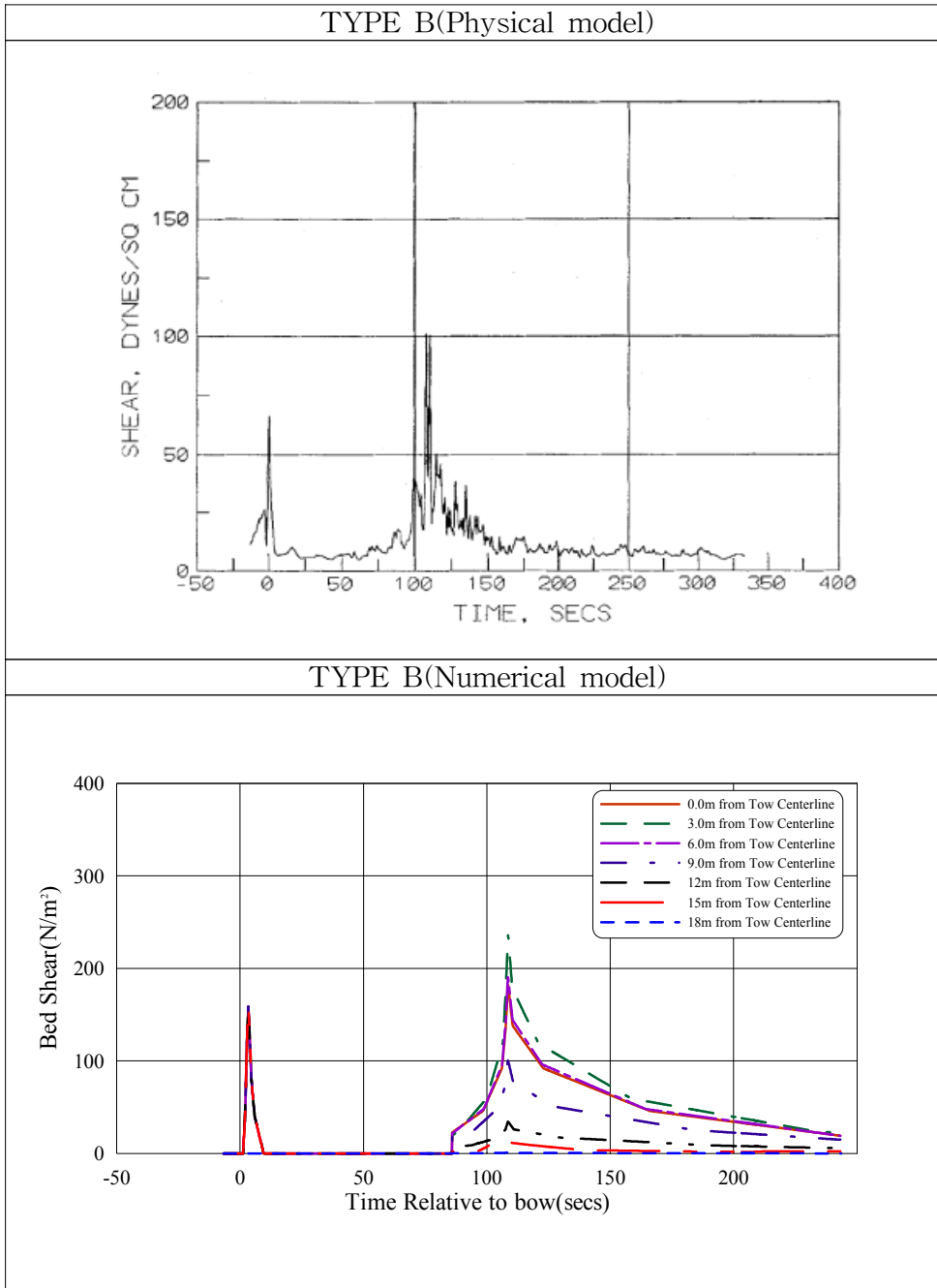


Fig. 4.39 Comparison of bed shear distribution for physical model and numerical model(TYPE B-Kort nozzle ship)

4.2.3 적용결과 및 분석

예인선의 수리실험결과를 이용한 경험식으로 수리실험입력치를 모의한 결과 수리실험의 결과와 거의 동일한 양상이 나타났으며 이를 국내에서 운행중인 예인선에도 적용하여 범용 예인선을 대상으로 한 모형 실험의 결과와 실제 운용되는 예인선의 수치모델로 그 결과를 비교하였다.

추진기의 조작과 방향타, 추진기 타입, 바지선의 길이와 흘수 등의 조건이 고려되어졌고, 실제 선박의 제원을 제외한 외적인 조건은 수치실험에 이용된 조건과 동일하게 적용하여 각각의 경우에 따른 저면속도와 전단응력의 분포를 분석하였다.

Fig. 4.40은 Open wheel 형태의 대형 예인선과 대형바지선에 적용된 결과로 두번의 강한 유속상승이 저면에 발생하게 되는데 이는 예인선의 추진기면이 특정영역의 저면을 통과하면서 추진기의 영향에 의해 강한 유속이 발생하는 것이며, 일정시간 후 동일한 지점의 저면으로 바지선의 선수부가 통과하면서 바지선 선수부의 영향으로 다시 한번 유속의 상승이 발생한 뒤 점차 속도분포가 낮아지다가 안정적으로 변하는 것을 알 수 있었다.

Kort nozzle형태의 예인선에 적용한 Fig. 4.38의 경우에도 마찬가지로 이와 유사한 양상의 속도 분포가 추진기 후방의 저면에 나타나고 있었으며 이에 비해 상대적으로 규모가 작은 Fig. 4.41~4.43의 국내 소형예인선의 경우에는 특정지역의 저면을 통과하면서 예인선의 프로펠러 면에서는 마찬가지로 강한 유속을 보였으나, 예인선과 바지선과의 간격이 좁고 바지선의 폭과 흘수가 상대적으로 작아 바지선 선수부가 통과하는 시점에서는 앞선 실험과는 달리 미미한 유속의 상승을 보였다.

전단응력의 분포를 나타낸 결과 또한 Fig. 4.44~4.45의 대형 예인선의 경우 유속분포의 양상과 마찬가지로 추진기면이 통과하는 선수부에서의 상대시간

0~10초의 부근에서 강한 저면전단응력이 발생하였고 상대시간 약 100~120초의 시점에서 최대전단응력이 발생하는 것을 확인하였다. 국내의 소형예인선에 적용한 경우에도 역시 유속분포의 패턴과 마찬가지로 상대시간 약 10초 대 부근에서 최대 전단응력이 발생하였으며 그 이후에 현저한 전단응력의 증가는 발생하지 않았는데, 이는 바지선의 폭이 좁고 규모가 상대적으로 작은 것에 기인한 결과로 추정된다.

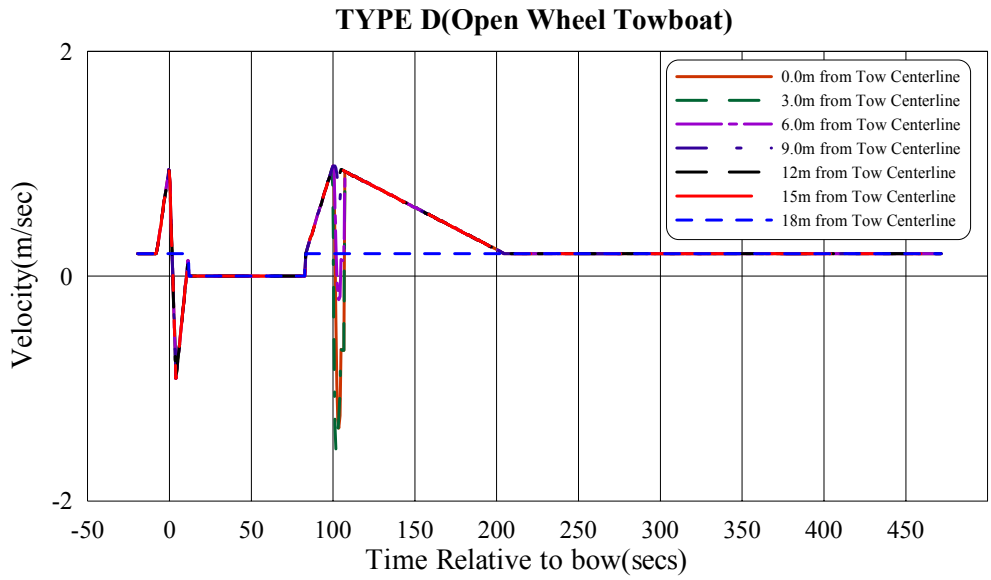


Fig. 4.40 Velocity distribution for time relative to bow by experimental data

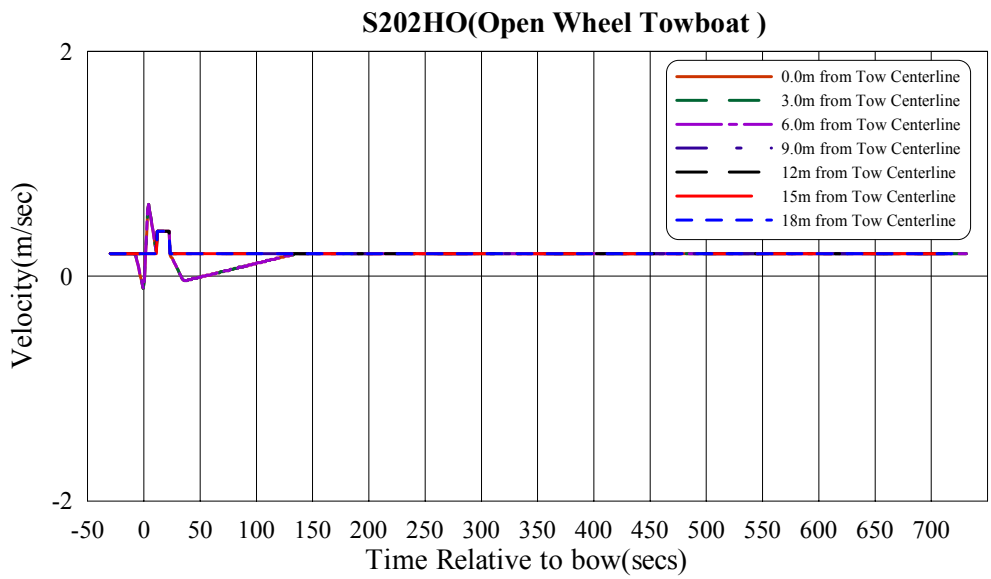


Fig. 4.41 Velocity distribution for time relative to bow by real data

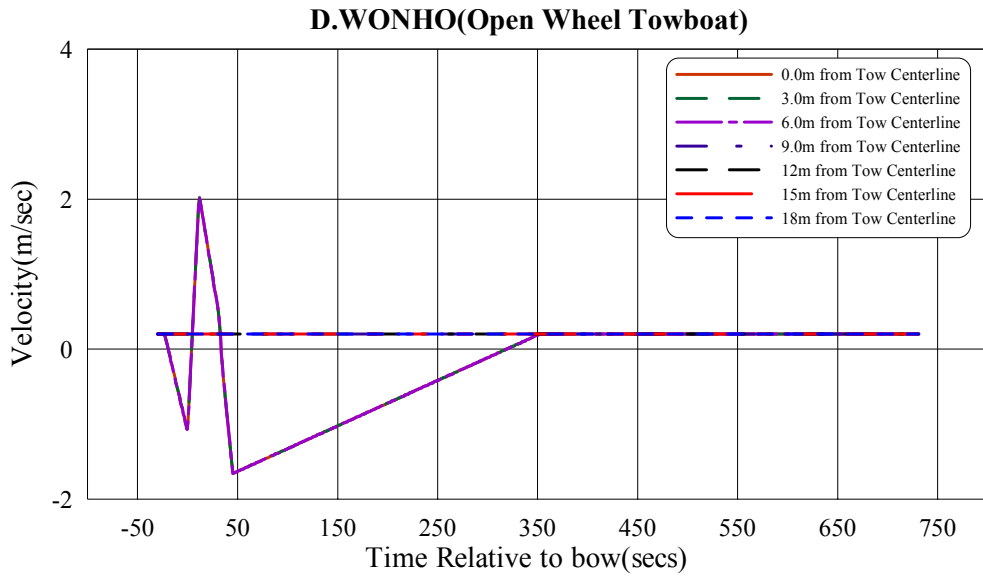


Fig. 4.42 Velocity distribution for time relative to bow by real data

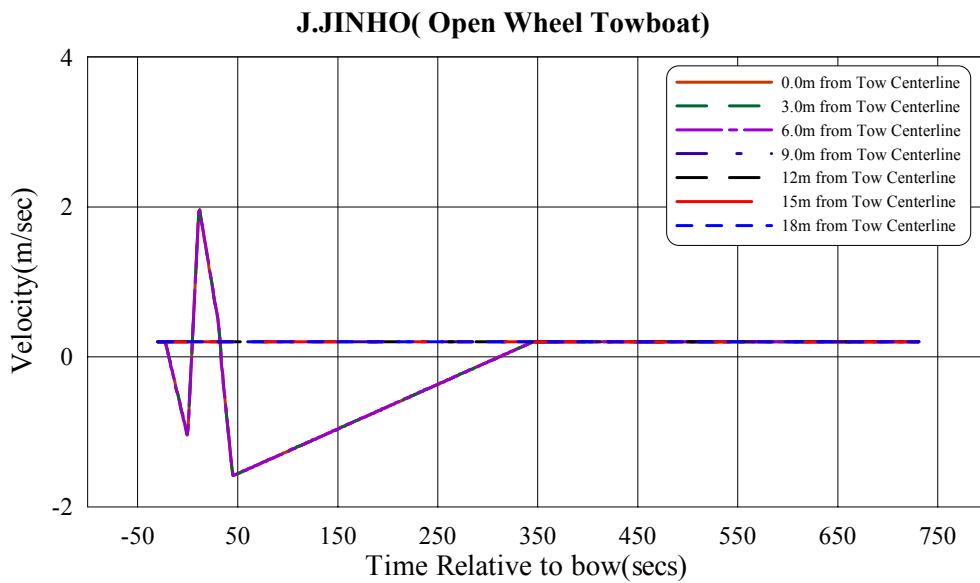


Fig. 4.43 Velocity distribution for time relative to bow by real data

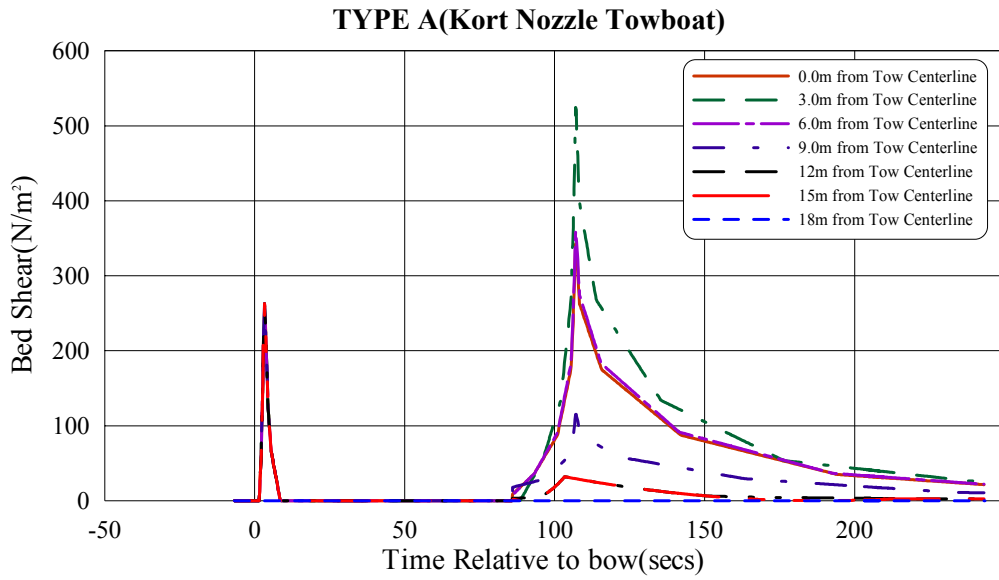


Fig. 4.44 Bed shear distribution for time relative to bow by experimental data

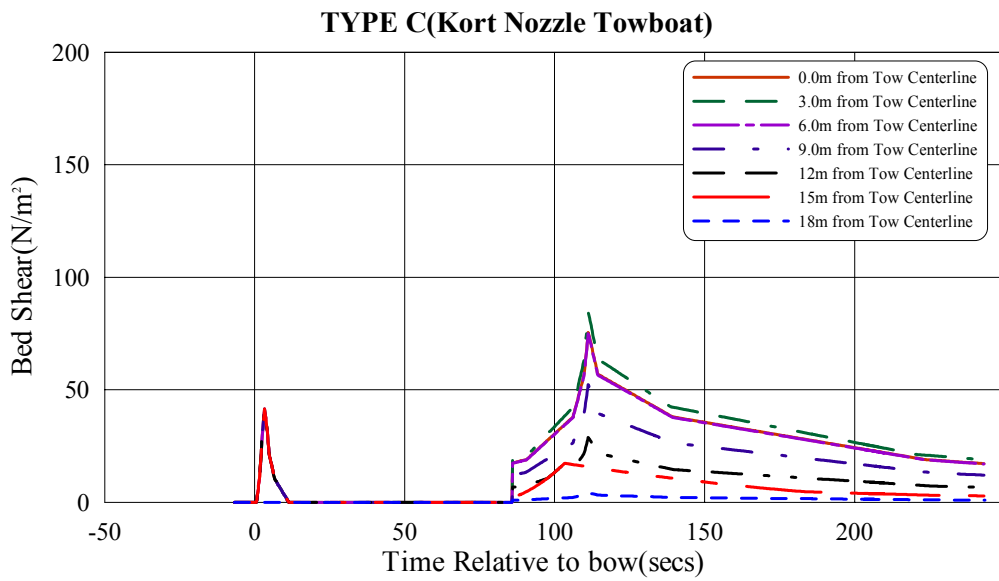


Fig. 4.45 Bed shear distribution for time relative to bow by experimental data

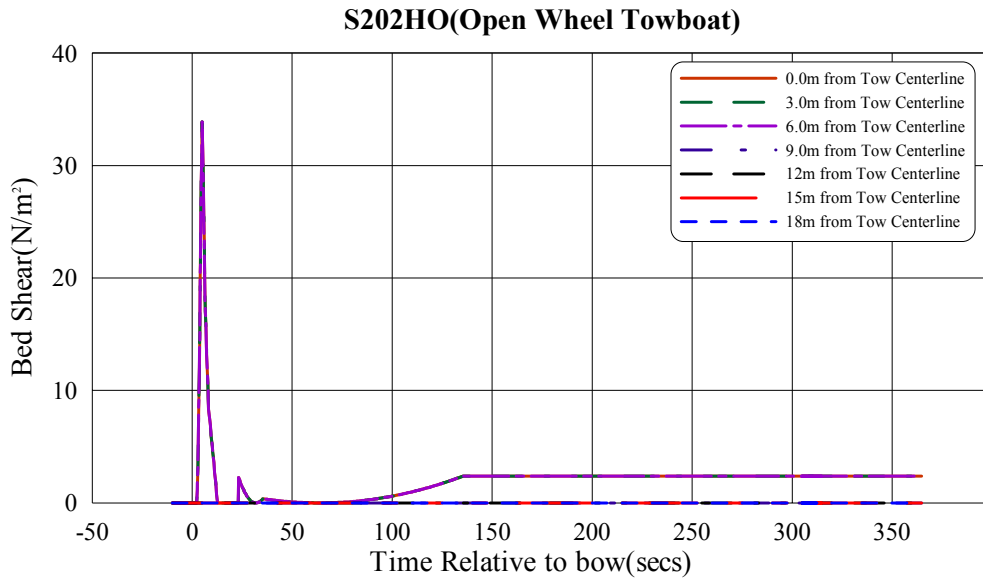


Fig. 4.46 Bed shear distribution for time relative to bow by real data

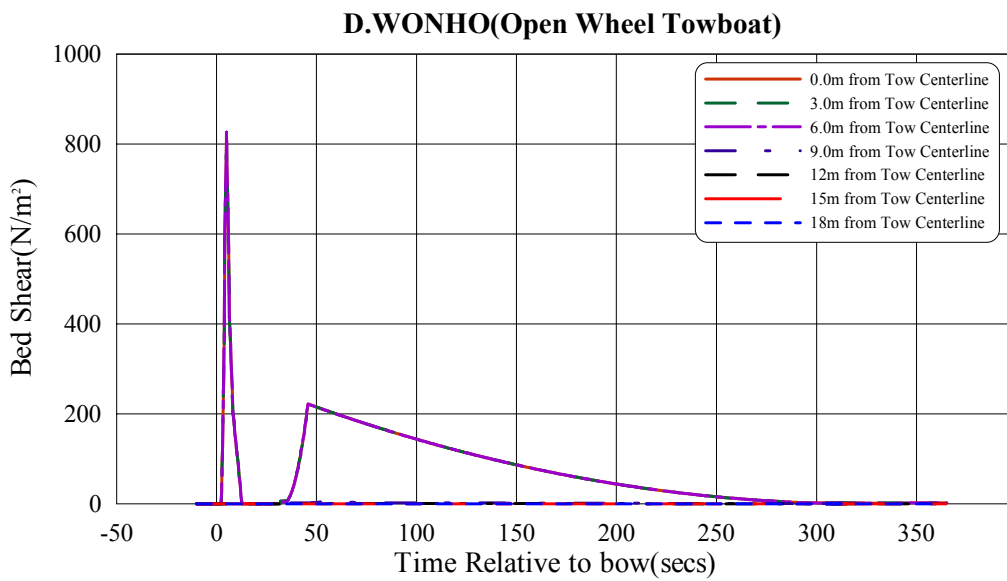


Fig. 4.47 Bed shear distribution for time relative to bow by real data

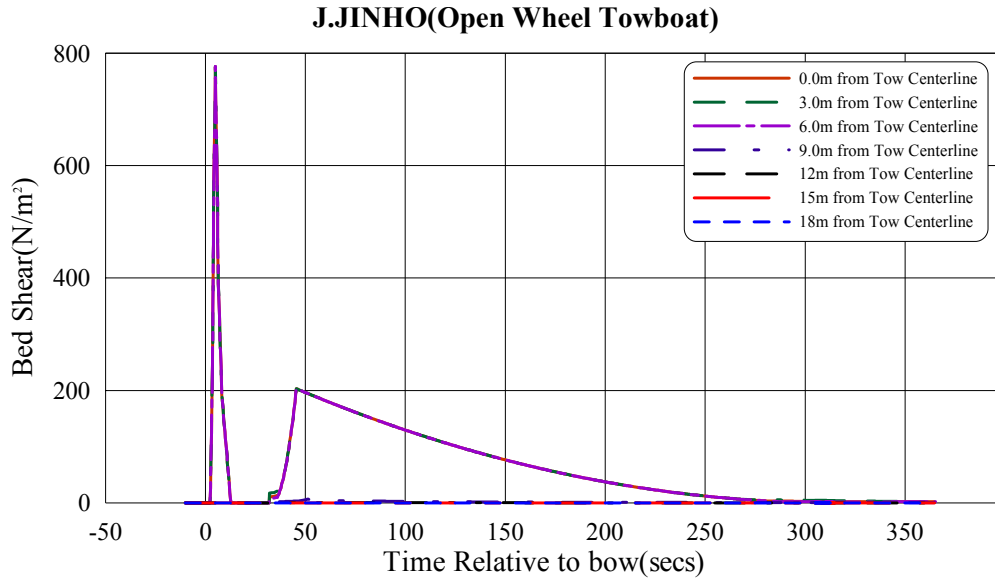


Fig. 4.48 Bed shear distribution for time relative to bow by real data

4.3 저면변형에 대한 고찰

앞 절의 수치실험 결과를 통해 선박의 추진기 제트에 의한 저면 유속분포, 전단응력 및 저면의 초기이동입자의 규모를 예측할 수 있었으며, 또한 예인선이 바지를 예인하는 경우에 예선의 후방에서 이들의 패턴을 분석할 수 있었다. 이로 인한 저면 침식의 현상을 보다 정확히 알기 위해 과거의 수치실험결과(Hamill, 1988)를 정리하여 저면 세굴의 인자와 그 패턴을 분석하였다.

1) 세굴 형태의 분석

수치실험의 결과를 수집하여 취합한 뒤 세굴의 심도, 저면거리, x 축방향의 거리에 대해 무차원화하여 아래의 Fig. 4.49과 Fig. 4.50으로 정리하였다.

추진기의 날개수, 회전수 및 위치가 다른 경우에 세굴의 심도와 최대 저면

세굴량이 발생하는 지점에 있어서 다양한 결과를 보였으나, 추진기 제트에 의해 진행되는 세굴의 형태는 조건에 관계없이 아주 유사한 패턴을 보이는 것으로 나타났다.

2) 추진기 회전수와 저면간격에 따른 세굴량의 평가

Fig. 4.51의 그래프는 추진기의 분당 회전 속도를 1800rpm, 저면과의 간격 $C = 0.29D, 0.61D, 0.94D$ 로 두고 수리실험한 결과로 동일한 추진기 출력에서 저면의 간격이 가장 짧은 0.29D의 경우에 저면의 변형량이 가장 큰 값을 나타내며, Fig. 4.52은 저면의 간격을 0.64D로 고정하고, 추진기의 회전을 각각 800rpm, 600rpm, 400rpm으로 적용한 경우로 동일한 저면 간격에서의 세굴량은 추진기의 회전속도에 비례하는 것으로 나타났다.

이상의 결과에서,

① 제트류가 작용하는 저면에 어떤 퇴적물이 차단하고 있을 경우 이 퇴적물은 제트류에 의하여 이동하게 되지만 일정한 시간이후 더 이상 퇴적물은 침식되지 않고, 제트류의 유속분포에 따라 다듬어지는 형태로 나타났으며, 이러한 경우 표사는 주로 한계유속과 높은 상관도를 보이게 된다.

② 저면과 추진기 사이의 간격을 좁힐수록 세굴 깊이는 증가하지만 시간이 지남에 따라 결과는 점차 수렴하는 양상을 나타내며, 저면과 추진기의 간격이 너무 커질 경우는 전혀 다른 양상을 나타낼 수 있는 것으로 분석되었다.

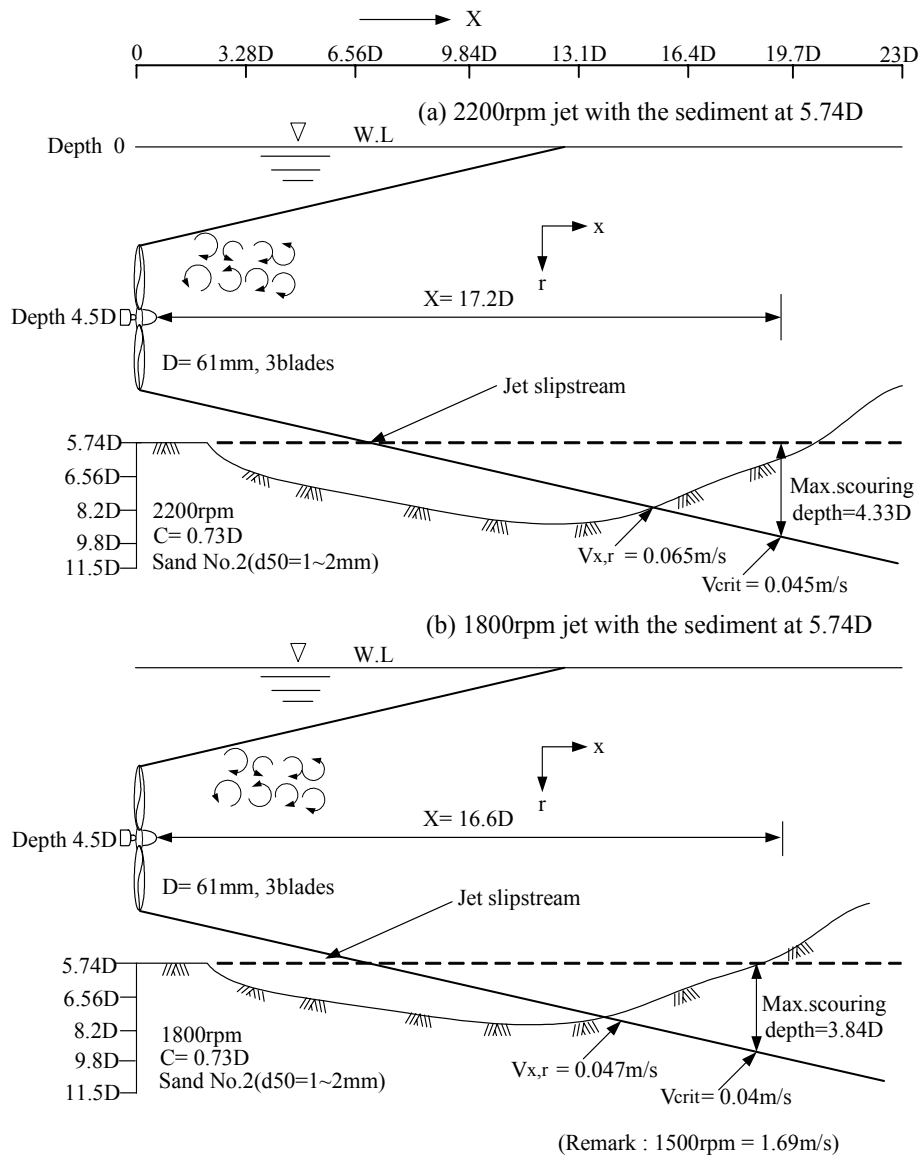


Fig. 4.49 Scouring pattern for 3blades propeller jet

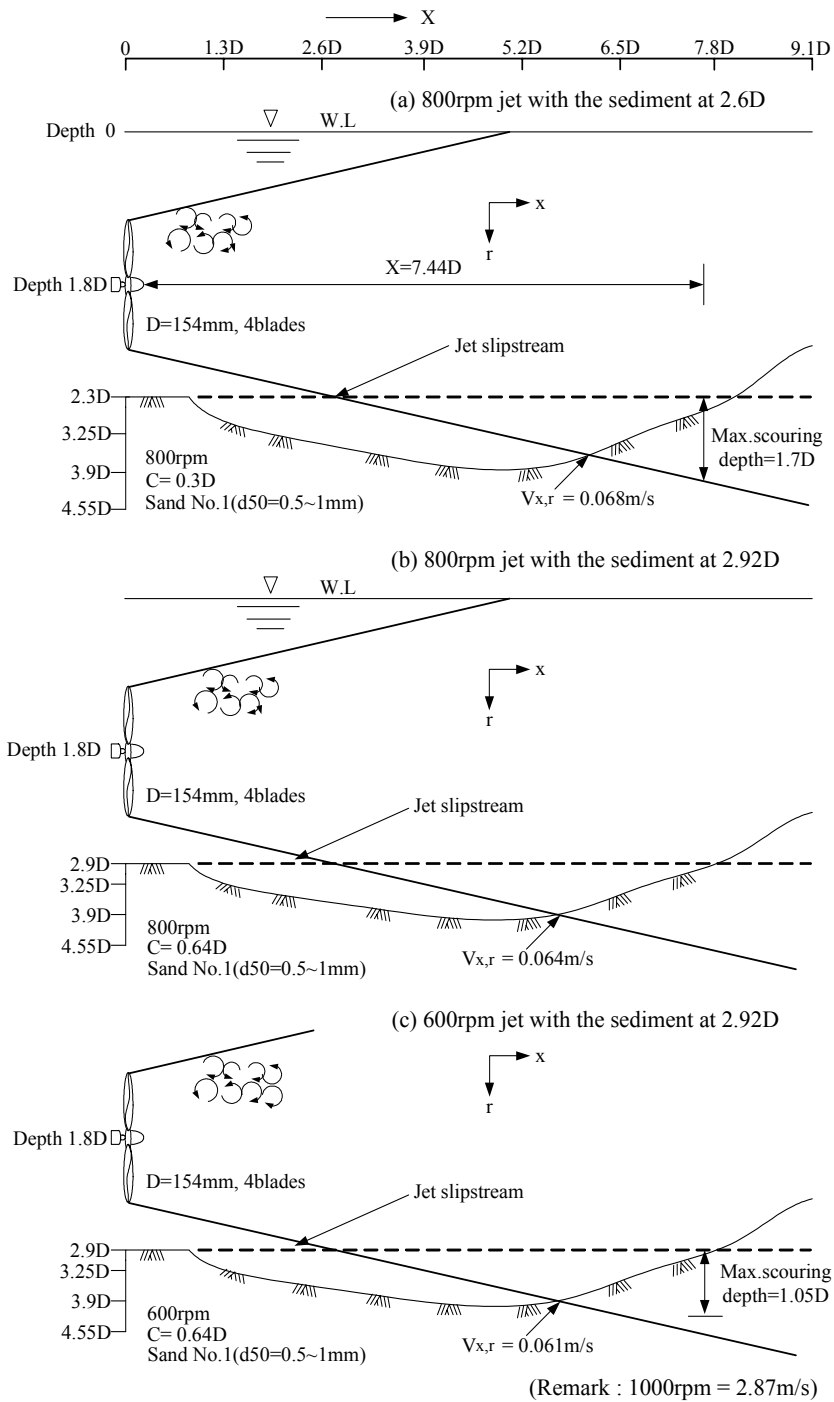
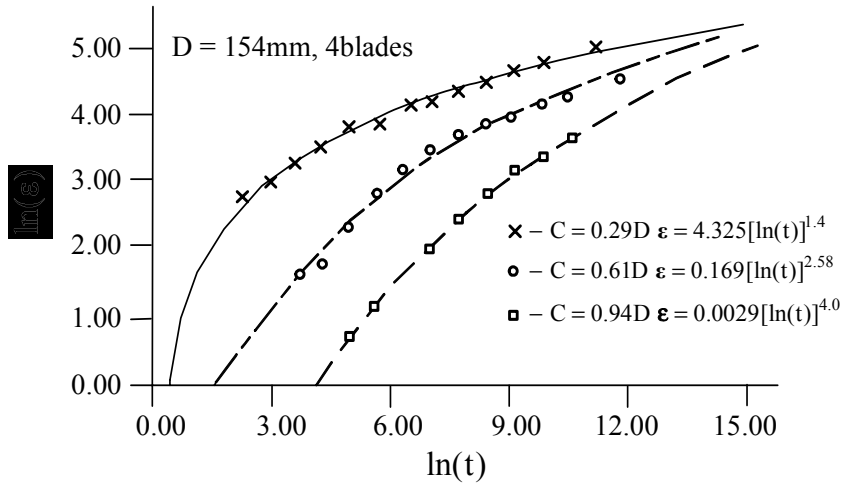
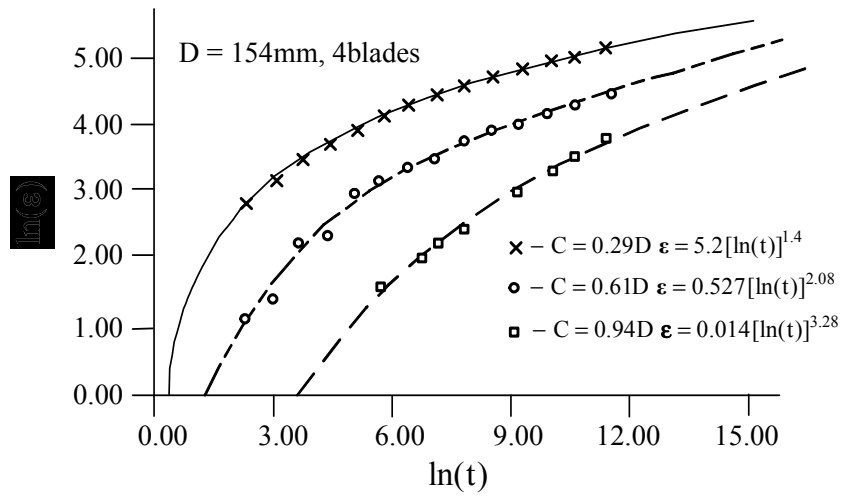


Fig. 4.50 Scouring pattern for 4blades propeller jet

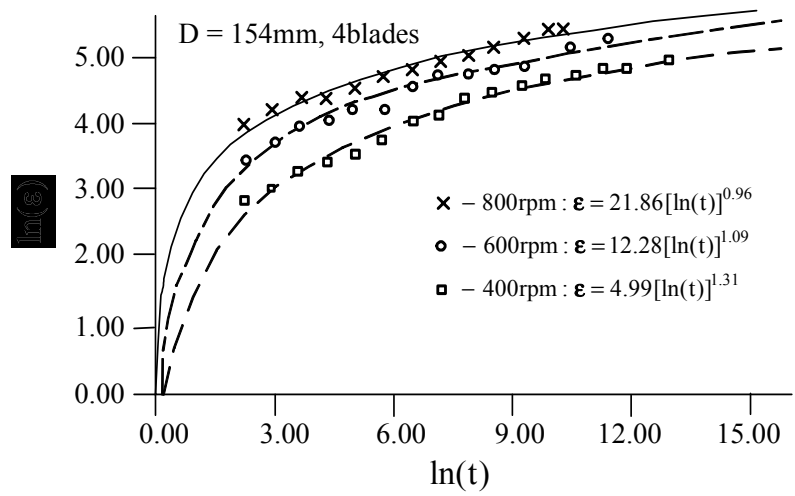


(a) sand one ($d_{50} : 0.5 \sim 1\text{mm}$), speed of rotation 1800 rpm
 (Remark : 1000rpm = 2.87m/s)

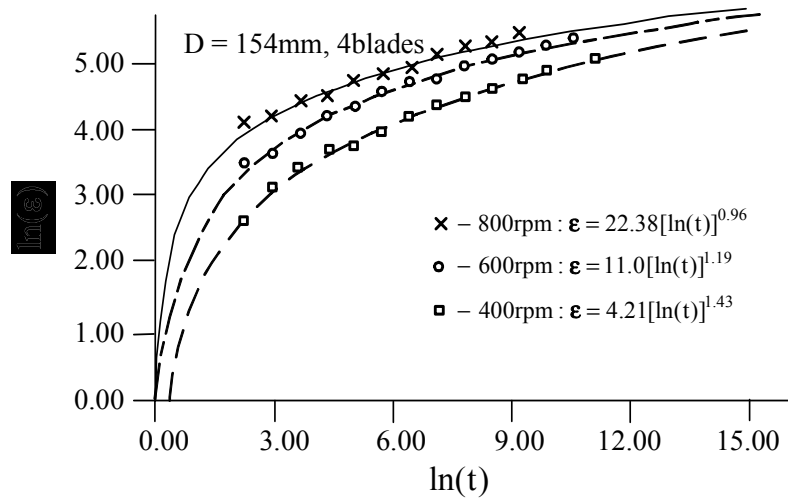


(b) sand two ($d_{50} : 1 \sim 2\text{mm}$), speed of rotation 1800 rpm
 (Remark : 1000rpm = 2.87m/s)

Fig. 4.51 Variation of scouring depth(ϵ) in terms of clearance distance(C) with respect to time(t)



(a) sand one ($d_{50} : 0.5\sim 1\text{mm}$), clearance=0.64D
 (Remark : 1000rpm = 2.87m/s)



(b) sand two ($d_{50} : 1\sim 2\text{mm}$), clearance=0.64D
 (Remark : 1000rpm = 2.87m/s)

Fig. 4.52 Variation of scouring depth(ϵ) in terms of propeller speed(rpm) with respect to time(t)

제 5 장 결 론

본 연구의 목적은 제한 수로에서 선박의 추진기 제트류의 유속분포와 퇴적물의 초기 운동을 수치모델을 통해 예측하고 수리실험 및 현장의 실선박 관측 자료를 이용하여 추진기에 의한 저면의 영향을 분석함과 아울러 이로부터 저면을 보호하는 공법을 제시하는 것에 있다. 수치모델의 수립은 추진기의 운동량 이론, 속도의 가우스 정규분포 및 퇴적물 이동에 대해 Shields 곡선에 기초하였으며 모델 구축 후에는 광양항을 통과하는 실제선박의 조종자료를 도선사를 통해 확보하여 입력하고 실험을 수행하였다. 수리실험은 기존의 연구실적에 대한 자료수집과 수리, 수력학적 분석을 통하여 퇴적물의 이동양상을 평가하였다. 최종적으로 저면보호를 위한 대책수립에서는 이상의 분석결과와 해안 및 항만공학적 관점에서 적용할 수 있는 구조물의 형식을 제안하고자 하였다.

11척의 실제선박을 대상으로 추진기에 의한 전반적인 해저면의 세굴양상에 대해서 저면과의 간격, 추진기의 회전속도, 추진기 날개의 직경, 적용수심, 선박의 흘수, 저질의 입경 등 다양한 조건에 따른 수치모델 결과 및 수리모델 실험결과를 정리, 분석한 결과 대부분의 퇴적물 입자는 선박추진기에 의한 난류에 의해 거동하는 것으로 나타났고, 추진기 하단에서의 유속분포는 위치에 따라 달라진다는 것을 알 수 있었으며, 심흡수선에 대해서 초기 이동을 하는 퇴적물의 한계 입자 크기는 추진기로부터 어느 정도의 거리가 떨어진 지점보다는 추진기 부근에서 현저해지는 현상이 나타났다. 또한, 제한 수로 및 부두 전면에서 선박의 흘수는 상당히 큰 인자로 작용함을 발견할 수 있는데, 특히 흘수와 관련하여 해저면과 선체저면의 간격이 선박추진기에 의해 야기되는 퇴적물 이동 입경에 가장 크게 영향을 미치는 인자임을 알 수 있었다.

7척의 예인선을 대상으로 한 실험에서는 바지선을 예인하는 선박의 추진기

에 의해서 발생하는, 보다 다른 형태의 추진기 후방의 속도분포와 저면 전단 응력의 양상을 알아볼 수 있었으며 바지선의 영향에 의한 유속과 전단응력의 변화는 선체의 크기가 클수록 커질 것으로 분석되었다.

수치모델의 범용성을 위해서는 난류운동에 대한 수치실험으로 보다 많은 정보를 확보하여야 할 것이고, 선박 추진기에 의한 퇴적물 이동에 대한 보다 나은 이해를 위해서는 추진기 하단의 각 지점에서의 유속분포에 대한 현장계측이 이루어져야 할 것으로 판단된다. 이와 병행하여 저면경계에서의 유속분포 및 전단응력의 변화 등에 대한 분석을 위한 노력도 있어야 한다.

연구의 결과 예상된 세굴에 대해 부두전면의 안벽끝단을 보강하기 위해서는 계선주 장력 테스트와 같은 선박의 고출력 시험을 통해 저면의 세굴 양상을 실측한 후 보강영역을 결정하는 것이 바람직하며, 보강영역은 충분히 세굴을 회피할 수 있도록 기존 보강 공법에 부가적인 보강공법을 병행시켜 설계하여야 한다.

이러한 필수적인 보강영역의 선정이나 저면 추진기 후방흐름 영향의 문제를 다루는 데 있어서 아직은 경험적인 면에 기초해야 하는 부분이 대다수로서 차후 명백히 이론적인 기초를 토대로 한 모형실험과 이론적 정리가 필요할 것으로 사료된다.

그리고, 경제성이 허용하는 한도 내에서 앞에서 언급한 유효수심을 토대로 보다 깊은 안벽을 건설하여 정기적인 준설의 빈도를 낮추는 시도가 필요하다. 또한, 도선사의 조연과 더불어 정기적으로 잠수사를 투입하여 세굴의 정도와 저면의 변형 상태를 검사하여 이를 통한 국내에도 선박 추진기에 의한 안벽전면 및 수로의 저면 안정에 대한 기준의 설치가 선행하여야 할 것이고, 본 연구가 그에 대한 참고가 될 수 있으리라 생각한다.

참 고 문 헌

金極天, 高允變, 黃宗屹, 任尙鏞, 河在賢(1977), "Naval Architecture for Marine Engineers(造船學要論)" pp.262-322

Albertson, M.L., Dai, Y.B., Jensen, R.A., and Rouse, H.(1950), "Diffusion of Submerged Jets", Trans., ASCE, Vol.115, pp.639-697.

Ammar, A.A.(1969), "Design of Navigation Canal Cross-section and Alignment," Int. Navigation Congress, Paris, pp.191-202

Bagnold, R. A.(1966), "An approach to the sediment transport problem for general physics", Prof. Pap. 422-I, U.S. Geol. Surv., Washington, D. C.

Bergh, H., Cerderwall, K.(1981), "Propeller Erosion in harbours." Hydraulics laboratory, Royal Institute of Technology, Stockholm, Sweden. Bulletin No. TRITA-VBI-107

Blaauw, H.G. and Kaa, E.J. van de(1978), "Erosion of bottom and sloping banks caused by the screw-race of manoeuvring ships", Int. Harbour congress, Antwerp.

Comstock, J.P.(1967), "Principles of Naval Architecture", The Society of Naval Architecture and Marine Engineers, N.Y.

Du Boys, M. P.(1879) "The Rhone and Streams with Movable Beds.", Annals des Potnts et Chaussees, Vol.18.

Einstein, Hans Albert.(1942), "Formulas for the Transportation of Bed-Load," Vol 107, Paper No. 2140, Transactions of the American Society of Engineers, pp 561-573.

Fuehrer, M.(1985), Dimensionierung von sohlen-und Boshungs befestionungen an schiffahrtskanalen, Mitteilungen der Forschungsanstalt fur schiffahrt. Wasser-und Grungbau, Berlin.

Fuehrer, M., Romisch, K. and Engelke, G.(1981), "Criteria for Dimensioning the Bottom and Slope Protections and for Applying the New Methods of Protecting Navigation Canals", XXVth Int. Navigation Congress PIANC, S.1-1, Edinburgh.

Garrelts, I.E(1969), "Problem Arising from the use of very large ships in connection with the Alignment and depth of approach channels and of maneuvering areas," Int. Navigation Congress, Section II-3 Paris, pp.5-30

Garcia, M. H., Admiraal. D. M., Rodriquez, J., and Lopez, F. (1998). Navigation-induced bed shear stresses: Laboratory measurements, data analysis, and field application, Civil Engineering Studies, Hydraulic Engineering Series No. 56, Univ of Illinois at Urbana-Champaign.

Hales, L.Z. (2001), "Monitoring of Boston Harbor Confined Aquatic Disposal Cells", Technical Report CHL TR-01-27, U.S. Army Engineer Research and Development Center, Vicksburg, MS.

Hamill, G. A., Johnston, H. T., and Stewart, D. P. J. (1995). Estimating the velocities in a ship s propeller wash, 89th PIANC Bulletin, Edinburgh, Scotland.

Hamill, G. A.(1988), "The scouring action of the propeller jet produced by a slowly manoeuvring ship" PIANC Bulletin, No.62, pp85-110

Maynard, S.T.(2000), "Physical forces near commercial tows," ENV Report 19, US Army Engineer Research and Development Center.

Prosser, M.J. (1986), "Propeller induced scour", BHRA for the British Ports Association.

Robakiewicz, W.(1966b), "Theories and the Hydraulic Investigations applied to the analysis of the Jet behind the screw." Rozprawy Hydrotechniczne. 19(in Polish).

Rouse, H.(1959), "Engineering Hydraulics", John Wiley and Sons, Inc.

Schlichting, H. (1968). Boundary layer theory. McGraw-Hill, New York.

Sternberg, R.W. (1972), "Predicting Initial Motion and Bedload Transport of Sediment particles in the Shallow Marine Environment", Shelf Sediment Transport, Dowden Hutchinson & Ross.

Tollmien, W.(1926) "Berechnung turbulenter Ausbreitungsvorgaenge" ZAMM, vol 6 pp 468-478, GC Williams, HC Hottel and AC Scurlock; 3rd Symposium in Combustion, p 21

Toutant, W. T. (1982). Mathematical performance models for river tows, Winter meeting, Great Lakes and Great Rivers Section, Society of Naval Architects and Marine Engineers,Clarksville, IN.

Verhey H.J.(1983) "The stability of bottom and banks subjected to the velocities to the propeller jet behind ships." Delft hydraulics laboratory. Publication No 303.

Vanoni, V. A. (Ed).(1975) "Sedimentation Engineering", Prepared by the ASCE Task Committee, New York, USA.

Von Karman, et al.(1934), "On the theory of laminar boundary layers involving separation", naca-report-504.