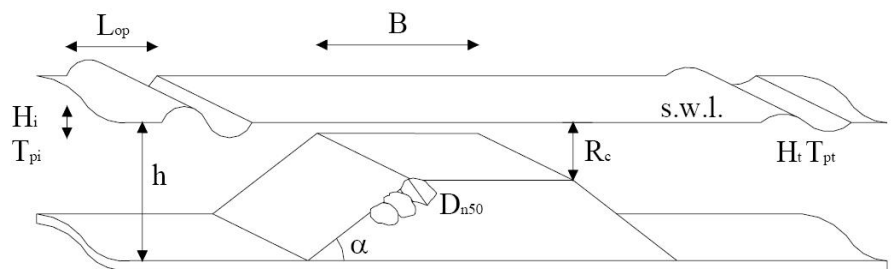




ΕΘΝΙΚΟ ΜΕΤΣΟΒΙΟ ΠΟΛΥΤΕΧΝΕΙΟ

ΔΙΕΠΙΣΤΗΜΟΝΙΚΟ – ΔΙΑΤΜΗΜΑΤΙΚΟ
ΠΡΟΓΡΑΜΜΑ ΜΕΤΑΠΤΥΧΙΑΚΩΝ ΣΠΟΥΔΩΝ
«ΕΠΙΣΤΗΜΗ ΚΑΙ ΤΕΧΝΟΛΟΓΙΑ
ΥΔΑΤΙΚΩΝ ΠΟΡΩΝ»

ΜΕΤΑΔΟΣΗ ΚΥΜΑΤΙΣΜΟΥ ΚΑΤΑΝΤΙ ΥΦΑΛΟΥ ΚΥΜΑΤΟΘΡΑΥΣΤΗ



«ΕΠΙΣΤΗΜΗ
ΚΑΙ
ΤΕΧΝΟΛΟΓΙΑ
ΥΔΑΤΙΚΩΝ
ΠΟΡΩΝ»

ΧΡΗΣΤΟΣ Β. ΜΑΚΡΗΣ

Αθήνα, Μάρτιος 2007

Επιβλέπων: Κων/νος Δ. Μέμος, Καθηγητής ΕΜΠ

ΠΕΡΙΕΧΟΜΕΝΑ ΔΙΠΛΩΜΑΤΙΚΗΣ ΕΡΓΑΣΙΑΣ

ΜΕΤΑΔΟΣΗ ΚΥΜΑΤΙΣΜΟΥ ΚΑΤΑΝΤΙ ΥΦΑΛΟΥ ΚΥΜΑΤΟΘΡΑΥΣΤΗ

➤ ΠΕΡΙΕΧΟΜΕΝΑ.....	i
➤ ΕΥΧΑΡΙΣΤΙΕΣ.....	v
➤ ΠΕΡΙΛΗΨΗ – RÉSUMÉ.....	vi
➤ EXTENDED ABSTRACT.....	vii
1. ΕΙΣΑΓΩΓΗ.....	1
2. ΥΦΑΛΟΙ ΚΥΜΑΤΟΘΡΑΥΣΤΕΣ.....	2
2.1. Γενικά περί Ύψαλων Κυματοθραυστών.....	5
2.2. Κυματοθραύστες Χαμηλής Στέψης.....	7
2.3. Φαινόμενα γύρω από Ύφαλο Κυματοθραύστη.....	11
2.4. Ευστάθεια Ύφαλου Κυματοθραύστη.....	15
3. ΜΕΤΑΔΟΣΗ ΚΥΜΑΤΙΣΜΟΥ ΚΑΙ ΕΜΠΕΙΡΙΚΕΣ ΣΧΕΣΕΙΣ ΥΠΟΛΟΓΙΣΜΟΥ.....	19
3.1. Φαινόμενο Κυματικής Μετάδοσης.....	19
3.2. Παράμετροι Επιρροής Κυματικής Μετάδοσης.....	23
3.2.1. Ύψος Επερχόμενου Κύματος.....	25
3.2.2. Περίοδος Επερχόμενου Κύματος.....	25
3.2.3. Γωνία Διάδοσης Επερχόμενου Κύματος.....	27
3.2.4. Ελεύθερο Ύψος Θάλασσας.....	27
3.2.5. Πλάτος Στέψης Έργου.....	28
3.2.6. Κλίση Πρανών.....	28
3.2.7. Πόδας της Κατασκευής.....	28
3.2.8. Τραχύτητα και Διαπερατότητα της Κατασκευής.....	29
3.2.9. Περίθλαση στο Ακρομόλιο.....	29
3.3. Εμπειρικές Σχέσεις Υπολογισμού του Συντελεστή Μετάδοσης.....	30
3.3.1. Πρώτες Προσπάθειες.....	30
3.3.2. Ahrens (1987).....	32
3.3.3. Van der Meer (1990).....	32

3.3.4.	<i>Van der Meer & D'Angremond (1991) – CEM (2004)</i>	33
3.3.5.	<i>Van der Meer & Daemen (1994)</i>	34
3.3.6.	<i>D'Angremond, Van der Meer & De Jong (1996)</i>	35
3.3.7.	<i>Briganti, Van der Meer, Buccino & Calabrese (2003)</i>	36
3.3.8.	<i>Van der Meer, Briganti, Zannutigh & Wang (2005)</i>	37
3.3.9.	<i>Seabrook & Hall (1998)</i>	38
3.3.10.	<i>Bleck & Oumeraci (2002)</i>	39
3.3.11.	<i>Friebel & Harris (2003)</i>	39
3.3.12.	<i>Siladharm & Hall (2003)</i>	40
3.3.13.	<i>Calabrese, Vicinanza & Buccino (2003)</i>	40
3.3.14.	<i>Daemrich, Mai & Ohle (2002)</i>	42
3.3.15.	<i>Άλλες προσπάθειες</i>	42
3.3.16.	<i>Προκαταρκτική Σύγκριση μεταξύ των Εμπειρικών Σχέσεων</i>	42
4.	ΜΑΘΗΜΑΤΙΚΑ ΜΟΝΤΕΛΑ ΚΥΜΑΤΙΚΗΣ ΔΙΑΔΟΣΗΣ ΣΕ ΥΦΑΛΟ ΚΥΜΑΤΟΘΡΑΥΣΤΗ	45
4.1.	Near Shore Wave Model [MIKE21 NSW]	45
4.1.1.	<i>Γενική Περιγραφή</i>	45
4.1.2.	<i>Βασικές Εξισώσεις</i>	47
4.1.3.	<i>Οριακές Συνθήκες</i>	48
4.1.4.	<i>Αριθμητικό Σχήμα</i>	49
4.1.5.	<i>Λοιπά Στοιχεία Υπολογισμού</i>	50
4.2.	Parabolic Mild Slope Equation Model [MIKE21 PMS]	53
4.2.1.	<i>Γενική Περιγραφή</i>	53
4.2.2.	<i>Βασικές Εξισώσεις</i>	54
4.2.3.	<i>Οριακές Συνθήκες</i>	60
4.2.4.	<i>Αριθμητικό Σχήμα</i>	60
4.2.5.	<i>Λοιπά Στοιχεία Υπολογισμού</i>	62
4.3.	Boussinesq Wave Model [MIKE21 BW]	64
4.3.1.	<i>Γενική Περιγραφή</i>	64
4.3.2.	<i>Βασικές Εξισώσεις</i>	66
4.3.3.	<i>Οριακές Συνθήκες</i>	68
4.3.4.	<i>Αριθμητικό Σχήμα</i>	69
4.4.	Μοντέλα Απωλειών Ενέργειας λόγω Τριβής στον Πυθμένα	71

4.4.1. Μοντέλα NSW & PMS.....	71
4.4.2. Μοντέλο BW.....	72
4.5. Μοντέλα Θραύσης.....	73
4.5.1. Battjes & Janssen (1978).....	74
4.5.2. Τιμές Προεπιλογής στο MIKE21.....	74
4.5.3. Battjes & Stive (1985).....	74
4.5.4. Nelson (1987).....	75
4.5.5. Johnson (2006).....	75
4.5.6. Surface Roller.....	77
5. ΕΦΑΡΜΟΓΗ ΣΕ ΠΡΑΓΜΑΤΙΚΟ ΠΡΟΒΛΗΜΑ	79
5.1. Περιοχή Έρευνας.....	79
5.2. Διαθέσιμα Δεδομένα.....	85
5.2.1. Άνεμοι.....	85
5.2.2. Παλίρροιες.....	87
5.2.3. Κύματα.....	89
5.2.4. Κυματικές Καταιγίδες.....	90
5.3. Δεδομένα/Συνθήκες Εισαγωγής.....	91
5.3.1. Κύριες Παράμετροι.....	91
5.3.1.1. Άνεμοι.....	91
5.3.1.2. Παλίρροιες.....	91
5.3.1.3. Κύματα.....	92
5.3.1.4. Κυματικές Καταιγίδες.....	94
5.3.1.5. Φαινόμενο του Θερμοκηπίου.....	95
5.3.2. Δευτερεύουσες Παράμετροι.....	96
5.3.2.1. Προσανατολισμός Περιοχής Προσομοίωσης.....	96
5.3.2.2. Επεξεργασία Καννάβου.....	97
5.3.2.3. Κλίσεις Πρανών Ύφαλου Κυματοθραύστη.....	101
5.3.2.4. Συντελεστές Τραχύτητας Πυθμένα κατά Nikuradse.....	101
5.3.3. Ειδικά Δεδομένα σε κάθε προσέγγιση.....	101
5.3.3.1. Εμπειρικές Σχέσεις.....	101
5.3.3.2. NSW.....	104
5.3.3.3. PMS.....	106
5.3.3.4. BW.....	106

5.4. Σενάρια Εφαρμογής.....	107
5.4.1. Προκαταρκτική Εφαρμογή με το NSW.....	107
5.4.2. Ερευνητική Εφαρμογή για τα μοντέλα και τις αναλυτικές σχέσεις.....	107
6. ΑΠΟΤΕΛΕΣΜΑΤΑ	111
6.1. Εμπειρικές Σχέσεις.....	111
6.2. Αριθμητικά Προσομοιώματα.....	117
6.2.1. Μοντέλο NSW (2DH).....	117
6.2.2. Μοντέλο PMS (2DH).....	124
6.2.3. Μοντέλο PMS (1DH).....	126
6.2.4. Μοντέλο BW (1DH).....	127
6.2.5. Συγκεντρωτικά Αποτελέσματα για τα Αριθμητικά Μοντέλα.....	128
6.3. Σύγκριση Εμπειρικών Σχέσεων και Αριθμητικών Μοντέλων.....	132
6.3.1. Προκαταρκτική Σύγκριση Υψών Επερχόμενου Κύματος.....	132
6.3.2. Συνολική Σύγκριση Συντελεστή Κυματικής Μετάδοσης.....	133
7. ΣΥΜΠΕΡΑΣΜΑΤΑ	137
7.1. Ως προς την Πρακτική Εφαρμογή.....	137
7.1.1. Κυματικές Συνθήκες εντός του Κολπίσκου.....	137
7.1.2. Συνθήκες στο Παράκτιο Τμήμα.....	138
7.2. Συμπεράσματα Γενικότερης Εφαρμογής.....	139
8. ΒΙΒΛΙΟΓΡΑΦΙΑ	142
9. ΠΑΡΑΡΤΗΜΑΤΑ	151
ΠΑΡΑΡΤΗΜΑ Α: Γραμμικός Μετασχηματισμός Κυματισμού.....	151
ΠΑΡΑΡΤΗΜΑ Β1: Μετασχηματισμός Κύματος με Φάσμα TMA*.....	155
ΠΑΡΑΡΤΗΜΑ Β2: Υπολογισμός Φασμάτων TMA/Jonswap/P-M.....	157
ΠΑΡΑΡΤΗΜΑ C: Συντελεστής Κυματικής Μετάδοσης από CEM.....	159
ΠΑΡΑΡΤΗΜΑ D: Αποτελέσματα Προκαταρκτικής Εφαρμογής NSW.....	162
ΠΑΡΑΡΤΗΜΑ E: Αποτελέσματα Ερευνητικής Εφαρμογής NSW.....	179
ΠΑΡΑΡΤΗΜΑ F: Αποτελέσματα Μοντέλου PMS (2DH).....	181
ΠΑΡΑΡΤΗΜΑ G: Αποτελέσματα Μοντέλου PMS (1DH).....	187
ΠΑΡΑΡΤΗΜΑ H: Αποτελέσματα Μοντέλου BW (1DH).....	191

EΥΧΑΡΙΣΤΙΕΣ – ACKNOWLEDGEMENTS

Μετά την ολοκλήρωση αυτής της επίπονης αλλά τόσο εποικοδομητικής προσπάθειας, θα ήθελα να ευχαριστήσω όσους με βοήθησαν κατά τη διάρκεια εκπόνησης της εργασίας.

Οφείλω αρχικά και πάνω απ' όλα να ευχαριστήσω τον δάσκαλό μου Καθηγητή Κωνσταντίνο Μέμο, ο οποίος ανέλαβε την επίβλεψη αυτής της εργασίας, καθοδηγώντας με αρμονικά από το πρώτο μέχρι το τελικό της στάδιο, υπερβαίνοντας ορισμένες φορές τις ακαδημαϊκές του υποχρεώσεις και στηρίζοντας την όλη προσπάθεια, της οποίας μέρος αποτέλεσε θέμα ερευνητικού προγράμματος, σαν φίλος και συμβουλάτορας. Θα ήθελα δε να τον ευχαριστήσω ιδιαίτερα καθώς σε όλη τη διάρκεια της φοίτησης μου στο μεταπτυχιακό πρόγραμμα σπουδών στάθηκε δίπλα με ενδιαφέρον, υπομονή και κατανόηση όχι μόνο από την τυπική θέση του ακαδημαϊκού υπεύθυνου αλλά και από την ουσιαστική του γνήσιου, πρωτοπόρου και αυστηρού επιστήμονα που αναζητά πάντοτε κάτι καινούριο και προσφέρει ανεκτίμητες ευκαιρίες σε νέους ερευνητές, πράγμα που με ώθησε να προσπαθήσω από την πλευρά μου μια βουτιά στην συναρπαστική επιστήμη της Θαλάσσιας Υδροδυναμικής και της Παράκτιας Τεχνικής.

Θα ήθελα να ευχαριστήσω ιδιαίτερα τον Dr. Αντώνη Τουμαζή και τις εταιρίες KW Ltd (London) και LACECO (Lebanon), για την παροχή των απαραίτητων υπολογιστικών και τεχνικών δεδομένων καθώς και της οικονομικής υποστήριξης του συναφούς με την παρούσα Μεταπτυχιακή Διπλωματική Εργασία ερευνητικού προγράμματος.

Επίσης θα ήθελα να ευχαριστήσω τους συναδέλφους Πολιτικούς Μηχανικούς, Αλεξάνδρα Παταργιά και Παναγιώτη Δημητριάδη, την πρώτη για την προσφορά της στη σύνταξη, διαμόρφωση και γενικότερη συνεργασία και τεχνική υποστήριξη στη συγγραφή και έκδοση της Εργασίας και τον δεύτερο για την προκαταρκτική δουλειά στην ψηφιοποίηση του χάρτη της εξεταζόμενης περιοχής της μελέτης περίπτωσης που αναλύεται στην Εργασία και τη συνδιαμόρφωση του καννάβου για τα αριθμητικά προσομοιώματα.

Τέλος θα ήθελα ακόμα να ευχαριστήσω τον Αναπληρωτή Καθηγητή Αναστάσιο Στάμου για τη συνεργασία του στα πλαίσια της εκπόνησης του σχετικού ερευνητικού προγράμματος.

Χρήστος Μακρής, Μάρτιος 2007

ΠΕΡΙΛΗΨΗ – RÉSUMÉ

Στην παρούσα διπλωματική εργασία ερευνάται η συμπεριφορά ύφαλου κυματοθραύστη ως προς την μετάδοση κυματισμών πίσω από αυτόν χρησιμοποιώντας γνωστούς ημι-εμπειρικούς τύπους και αριθμητικά μοντέλα προσομοίωσης κυματικής κυκλοφορίας σε παράκτιες ζώνες. Στόχος είναι η σύγκριση των ως άνω εκφράσεων και μοντέλων, η αξιολόγηση της απόδοσής τους και ο εντοπισμός ενδεχόμενης περαιτέρω ερευνητικής πορείας για την βελτίωσή τους.

Παρουσιάζεται εφαρμογή των προηγούμενων σε πραγματικό πρόβλημα που αφορά στην προστασία τεχνητής παράκτιας κόλπωσης από κυματική διείσδυση και πιθανή διάβρωση με τη χρήση δύο ύφαλων αποσπασμένων κυματοθραυστών. Διαπιστώθηκε ότι μερικές από τις πρόσφατες ημι-εμπειρικές αναλυτικές εκφράσεις δίνουν ικανοποιητικά αποτελέσματα για τον συντελεστή κυματικής μετάδοσης K_t , ενώ η ικανότητα πρόβλεψης των υπό έλεγχο αριθμητικών μοντέλων εξαρτάται κατά κύριο λόγο από τον τρόπο με τον οποίο το φαινόμενο της θραύσης των κυματιστών εισάγεται στα τελευταία.

Σε γενικές γραμμές το φαινόμενο της θραύσης, η διαπερατότητα, καθώς και η συνολική γεωμετρία του ύφαλου κυματοθραύστη είναι οι σημαντικότεροι παράγοντες για τους οποίους απαιτείται περαιτέρω μελέτη, έτσι ώστε να βελτιωθεί η πρόβλεψη της κυματικής διάδοσης κατάντι ενός ύφαλου κυματοθραύστη.

In the present MSc thesis the wave transmission over submerged breakwaters is investigated using existing formulae and wave models. The objective is to assess their performance and pinpoint research paths for their improvement.

Application was made on a case study concerning the protection of an artificial lagoon against wave disturbance, penetration and erosion with the use of two submerged detached breakwaters. It was found that some of the recent relations give satisfactory results of the transmission coefficient K_t , while the predictability of the models tested depends on the wave breaking formulation assumed.

In general, wave breaking, permeability and porosity as well as the overall geometrical characteristics of the structure are the most crucial factors that need further study for the improvement of the prediction of wave transmission over submerged breakwaters.

EXTENDED ABSTRACT

INTRODUCTION

Coastal protection has always been a field of challenge to engineers due to the complexity of the physical processes involved. In modern times the issue becomes even more complicated, since other non-physical parameters are introduced during the conceptual design of a coastal project. Such considerations may include the environmental and in particular, the aesthetic value of the nearshore landscape. Thus, new forms of the conventional structures are being tested along with new approaches to coastal protection employing mild-type structures. In this framework it is not wonder that low-crested structures and in particular submerged breakwaters, a modified version of the traditional detached breakwater, are increasingly used in projects aiming primarily at combating coastal erosion. The protection afforded by submerged breakwaters to their lee controls the nearshore wave pattern, the sediment movements and finally the morphology of the coastal zone. A prime measure of this protection is offered by the wave transmission over such structures. The commonly used wave transmission coefficient provides the anticipated decrease of a characteristic wave height due to the presence of the submerged breakwater. As expected, the main parameter that affects the transmission coefficient is the freeboard, i.e. the distance between the sea free surface and the crest of the structure. Various semi-empirical formulae for estimating this coefficient are presented in the following section. These are based on data produced during experiments configured usually within a small range of geometric and environmental parameters. At another level, several nearshore wave models, either commercial or academic, were developed in the recent past. Several of these models provide acceptable results as far as wave transmission, reflection, refraction and diffraction is concerned in the vicinity of submerged structures. Some of the widely used models are presented in the relevant section, along with limitations, that reflect the underlying approximations, e.g. the way energy dissipation due to wave breaking is accounted for. This latter process seems to possess a central role in the performance of the wave models with regard to the transmission coefficient.

The present paper describes research aiming at evaluating the semi-empirical formulae and assessing the performance of the wave models, by comparing them against the former. In order to investigate, as far as possible, the physics behind this evaluation, wave models were employed that were based on different governing equations. Thus a Boussinesq-based model, a parabolic mild-slope equation and a nearshore spectral waves model (MIKE 21, 2005) were tested. A case study is also presented, where the above analysis is applied. The project comprises two detached submerged breakwaters located along the mouth of a man-made lagoon in order to protect light structures on the shore. The remaining sections are devoted to the presentation of results, their discussion and conclusions.

WAVE TRANSMISSION FORMULAE

A number of laboratory investigations were conducted in the past to quantify the transmission coefficient, defined by:

$$K_t = H_t / H_i \quad (1)$$

where, H_t , H_i measures of the transmitted, incident waves, respectively.

These investigations produced empirical formulae that have been used widely in engineering applications. However, there are limitations to each one of these due to the laboratory conditions and range of input quantities used in the tests. The physical variables that control in one way or another the transmission coefficient are (Fig. 1):

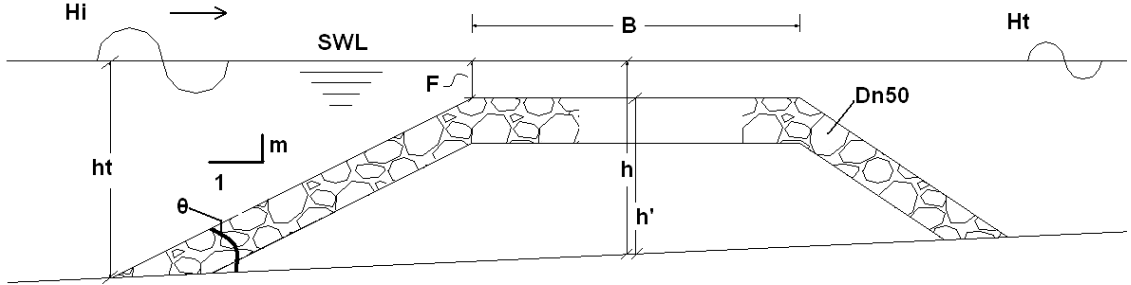


Figure 1. Problem definition

- B : crest width of breakwater
- F : freeboard ($=h-h'$)
- h : water depth (at the axis of the structure)
- h' : height of structure (at its axis)
- h_i : water depth at the (seaward) toe of the structure
- m : front slope of the breakwater face ($=\tan\theta$)
- D_{n50} : nominal rock diameter of armour layer ($=(M_{n50}/\rho_a)^{1/3}$)
- H_i : incident wave height (H_{si} or H_{moi}) at the toe of the structure
- L : local wavelength
- T_p, L_p : period, wavelength at spectral peak
- ζ_p : surf-similarity parameter ($=m/\sqrt{S_p}$)
- S_p : wave steepness ($=H_i/L_p$)

As mentioned earlier, the problem of wave transmission behind a submerged breakwater can be regarded as a special case of a more general configuration, that of low-crested structures, where the breakwater crest may lie above the still water level but close enough to it. Several experimental investigations were performed in the past that led to semi-empirical expressions for the transmission coefficient of random waves behind low-crested structures (Allsop, 1983; Daemrich and Kahle, 1985; Ahrens, 1987; VdMeer, 1988). Van der Meer (1990) analysed further the results of these efforts and proposed a simple prediction formula, where K_t depends linearly on F/H_{si} . Daemen (1991) made a similar analysis of the data sets, and later on the two approaches were combined to give the following formula (VdMeer and Daemen, 1994):

$$K_t = -aF / D_{n50} + b, \quad 0.075 \leq K_t \leq 0.75 \quad (2)$$

where,

$$a = 0.031H_i / D_{n50} - 0.024$$

$$b = -5.42S_{op} + 0.0323H_i / D_{n50} - 0.017(B / D_{n50})^{1.84} + 0.51, \text{ for conventional breakwater}$$

$$b = -2.6S_{op} - 0.05H_i / D_{n50} + 0.85, \text{ for reef-type breakwater}$$

Expression (2) is valid for $1 < H_i / D_{n50} < 6$ and $0.01 < S_{op} < 0.05$ and S_{op} refers to offshore conditions. The term reef-type breakwater denotes a shallow structure made of a single layer of rock material.

In the recent edition of the Coastal Engineering Manual (CEM, 2004) the formula by VdMeer and d'Angremond (1991) has been adopted for preliminary calculations of the transmission coefficient. Graphs were produced giving directly the K_t values. These are based on a slight modification of the following simple prediction formula (VdMeer, 1990) derived after analysis of hydraulic model tests by Seelig (1980), Powell and Allsop (1985), Daemrich and Kahle (1985), Ahrens (1987) and VdMeer (1988):

$$\left. \begin{aligned} K_t &= 0.8 \quad , \quad \text{for } 1.13 < F / H_i < 2.0 \\ K_t &= 0.46 + 0.3F / H_i \quad , \quad \text{for } -1.2 < F / H_i < 1.13 \\ K_t &= 0.1 \quad , \quad \text{for } -2.0 < F / H_i < -1.2 \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

This formula gives a linear dependence of K_t to the relative crest freeboard, while it does not take into account crest width effects.

Following these efforts another wave transmission formula appeared for emerged and submerged structures in the range $-2.5 < F / H_{st} < 2.5$, d'Angremond et al. (1996):

$$K_t = 0.4F / H_i + 0.64(B / H_i)^{-0.31}(1 - e^{-0.5\xi}) \quad , \quad 0.075 \leq K_t \leq 0.8 \quad (4)$$

valid for $B / H_i < 10$

The previous formula was extended by Briganti et al. (2003) to cover crest widths $B / H_i > 10$. The revised formula reads:

$$K_t = 0.35F / H_i + 0.51(B / H_i)^{-0.65}(1 - e^{-0.41\xi}) \quad (5)$$

with range of validity $0.05 \leq K_t \leq 0.93 - 0.006B / H_i$

Seabrook and Hall (1998) used results from physical model tests with submerged breakwaters, where various values of freeboard, crest width, water depth and incident wave conditions were applied. Their formula reads:

$$K_t = 1 - \exp(-0.65F / H_i - 1.09H_i / B) + 0.047BF / LD_{n50} - 0.067H_i F / BD_{n50} \quad (6)$$

valid for $0 \leq BF / LD_{n50} \leq 7.08$ and $0 \leq FH_i / BD_{n50} \leq 2.14$

More recently, several new formulae were suggested. Bleck and Oumeraci (2002) investigated wave transmission over a submerged sill with rectangular cross-section. By shrinking the dependence of K_t to only the most critical parameter F / H_i , they

proposed the following relation for the wave transmission coefficient:

$$K_t = 1.0 - 0.83 \exp(-0.72F / H_i) \quad (7)$$

Friebel and Harris (2003) developed a “best fit” empirical model based on data sets provided by Seelig (1980), Daemrich and Kahle (1985), VdMeer (1988), Daemen (1991) and Seabrook (1997). Their study confirmed that the transmission coefficient is highly dependent on the non-dimensional freeboard F/H_{si} . To a lesser degree, K_t depends also on the relative crest width B/L or B/h' , on the relative structure emergence above sea bed $1-F/h'$, as well as on the ratio F/B . The proposed formula is:

$$K_t = -0.4969 \exp(-F / H_i) - 0.0292B / h_i - 0.4257h' / h_i - 0.0696 \ln(B / L) - 0.1359F / B + 1.0905 \quad (8)$$

Furthermore, a prediction formula for K_t was developed by using statistical analysis methods (Siladharma and Hall, 2003) applied on experimental results of wave transmission over 3-D submerged breakwaters. The formula given below, was produced after excluding the diffraction term coping with 3-D effects, in order to be able to compare it with other formulae dealing with 2-D configurations:

$$K_t = -0.869 \exp(-F / H_i) + 1.049 \exp(-0.003B / H_i) - 0.026FH_i / BD_{n50} - 0.005B^2 / LD_{n50} \quad (9)$$

It can be seen in Eq. 9 that again the main factor controlling the wavetransmission is the relative freeboard F/H_i where $H_i=H_{si}$. Other parameters playing a role in shaping the final value of K_t include the relative crest width B / H_i , the roughness parameter F / D_{n50} as well as an “internal flow parameter” B^2 / LD_{n50} where the local wavelength is also taken into account. Calabrese et al. (2003) found that the formula of d’ Angremond et al. (1996) gives reliable estimates of the transmission coefficient, thus they upgraded it in order to enhance the dependence of K_t on the breaker index H_i / h and to non-dimensionalise the freeboard F with respect to the crest width B rather than to the incident wave height H_i . The above presented formulae will be used in the following to perform evaluation and comparisons with wave model results.

WAVE MODELS

MIKE 21 Model

MIKE 21 is a modelling system whereby wave calculations can be carried out (DHI, 2005). Three modules can be employed to perform wave simulations, namely the nearshore spectral wind-wave module (NSW), the parabolic mild-slope equation module (PMS), and the Boussinesq wave module (BW). All above modules were used in this study in one (PMS, BW) or two (NSW, PMS) horizontal dimensions.

The energy dissipation taken into account by these models refers to wave breaking and to bottom dissipation. Dissipation due to breaking refers mainly to wave breaking due to depth limitation as described by the approach of Battjes and Janssen (1978) for NSW and PMS modules. Bottom friction is assumed as proposed by Dingemans (1983) for random waves. It is noted that dissipation due to percolation through

permeable structures, such as rubble mounds, is not included. This inevitably introduces some error, that may become significant for large values of K_r .

Nearshore Spectral Wind-Wave Module

The governing equations in the model are derived from the conservation law of the spectral wave action density. A parameterization of the latter is performed in the frequency domain by introducing the first two moments of the wave action spectrum as dependent variables. The resulting coupled partial differential equations include the components in the x- and y- directions of the group velocity, as well as a propagation speed representing the change of action in the direction of wave propagation. These propagation speeds are obtained by using linear wave theory. In the NSW formulation the effects of refraction and shoaling are taken into account, while in the source terms the effects of local wind-wave generation and energy dissipation due to wave breaking and bottom friction are included. The effect of current can also be accommodated in the governing equations. The basic equations, the description of the source terms and to some extent the numerical solution method in NSW are based on the approach proposed by Holthuijsen, Booij and Herbers (1989). The source terms regarding the local wind wave generation are derived from empirical growth relations after Johnson (1998).

Parabolic Mild-Slope Equation Module

This module is based on a parabolic approximation to the elliptic mild-slope equation. This latter equation describes the refraction, shoaling, diffraction and reflection of linear time-harmonic waves on a gently sloping seabed (Berkhoff, 1972). The parabolic approximation adopted is obtained by assuming a predominant wave direction and neglecting back-scatter and diffraction along this direction. Its simplest expression is valid for waves propagating along a predominant direction or within a small angle to it. Kirby (1986), by using Padé approximants, extended its validity to the case of waves propagating at a large angle to the main wave direction. This modified equation is used in PMS module. For given significant wave height, peak wave period, and mean wave direction it is possible to use MIKE 21 Toolbox to obtain the distribution of energy over discrete frequency and direction bands, since in general the wave energy is a function of frequency and direction. This distribution would be specified at the offshore boundary of the model. In the numerical calculation of the wave agitation over the study area, each of the discrete energy components is transformed independently by PMS and the results are linearly superimposed at any inshore grid point.

Boussinesq Wave Module

The BW module is based on time domain formulations of Boussinesq type equations that include nonlinearity as well as frequency dispersion. The latter is introduced in the momentum equations by taking into account the effect that vertical accelerations have on the pressure distribution. The original equations are modified using a flux-formulation with improved linear dispersion characteristics. These enhanced Boussinesq type equations (Madsen et al., 1991; Madsen and Sørensen, 1992) allow simulation of the propagation of directional wave trains up to relative wave numbers $kh \approx 3.1$, whereas the corresponding maximum value applicable to the

classical Boussinesq equations (Peregrine, 1967) is $kh \approx 1.4$. The model equations in BW have been extended to take into account wave breaking as described in Madsen et al. (1997). The 1DH BW module used in the present study solves the governing equations by a standard Galerkin finite element method with mixed interpolation. The problem of the presence of higher-order spatial derivatives is treated by writing the Boussinesq type equations to a lower order after introducing an auxiliary variable and an auxiliary algebraic equation. The resulting equations contain only terms with second order derivatives with respect to the spatial co-ordinates (Sørensen et al., 2004).

Energy Dissipation due to Wave Breaking

Basic bore-type formulation

Energy dissipation due to wave breaking is the dominant factor for correctly tuning wave propagation models in shallow waters. Hence, the information relevant to the model applications performed in this investigation is put together in the following. The basic formulation due to Battjes and Janssen (1978) expresses the energy dissipation rate by the bore-type relation:

$$E_d = -\frac{\alpha}{4} Q_b f_m H_{\max}^2 \quad (10)$$

where, $\frac{1-Q_b}{\ln Q_b} = -(H_{rms} / H_{\max})^2$

$$H_{\max} = \gamma_1 k^{-1} \tanh(\gamma_2 kh / \gamma_1)$$

$$H_{rms} = (8E)^{1/2}$$

f_m is the energy averaged mean wave frequency

k is the wave number

h is the water depth

E is the total wave energy

In the above expressions, α controls the rate of energy dissipation, Q_b is the percentage of breaking waves in a Rayleigh distributed wave train, H_{\max} is the maximum wave height before breaking, γ_1 is a factor controlling the maximum wave height steepness allowed before breaking, γ_2 is a factor controlling the maximum wave height index H/h allowed before breaking. By increasing γ_1 the steepness related breaking is reduced. For monochromatic waves the fraction Q_b is taken 0 or 1 for non-breaking or breaking waves, respectively. The above basic formulation is applicable to both NSW and PMS modules, with the following values for the three breaking constants:

$$\alpha=1.0, \gamma_1=1.0, \gamma_2=0.8$$

The value for γ_1 was suggested by Holthuijsen et al. (1989), while the other two by Battjes and Janssen (1978).

Improvements on the basic formulation

All efforts for improving the basic formulation of the energy decay due to wave breaking refer to the treatment of the three breaking parameters α , γ_1 , γ_2 specified previously. The first effort was made by Battjes and Stive (1985), who specified γ_2 as a function of deep water wave parameters. By calibrating the dissipation model against measurements they obtained (by assuming $\alpha=1.0$, $\gamma_1=0.88$):

$$\gamma_2 = 0.5 + 0.4 \tanh(33S_o) \quad (11)$$

where, S_o is the deep water wave steepness ($=H_{rmso}/L_{op}$)

$$H_{rmso} = H_{mo} / \sqrt{2}$$

L_{op} is the deep water wavelength based on peak frequency

Later, Nelson (1987) suggested a dependence of depth related breaking on the local bed slope according to the relation:

$$\gamma_2 = 0.55 + 0.88 \exp(-0.012 / \tan \theta) \quad (12)$$

where, $\tan \theta$ is the bed slope (≥ 0).

The above expressions hold for wave breaking on a beach. For wave breaking over submerged structures with very steep slopes followed by a horizontal berm, incipient breaking as described above is not expected to be accurate. Recent experiments by Johnson (2006) allowed calibration of γ_2 for waves propagating over submerged structures with freeboard:

$$\left. \begin{aligned} \gamma_2 &= 1.55 \quad , \quad \text{for } F/H_{mo} \leq 0.5 \\ \gamma_2 &= 1.91 - 0.72F/H_{mo} \quad , \quad \text{for } 0.5 < F/H_{mo} < 1.5 \\ \gamma_2 &= 0.8 \quad , \quad \text{for } F/H_{mo} \geq 1.5 \end{aligned} \right\} \quad (13)$$

These expressions were also used in this study by applying them “externally” to the wave modules NSW and PMS. As noted above, γ_2 caters for the depth-controlled wave breaking. The other part of wave breaking, i.e. that related to excessive wave steepness, is controlled by the factor γ_1 . Johnson (2006) proposed an improved expression for the steepness-induced breaking based on integrating over all frequencies and directions the rate of energy dissipation due to whitecapping (Komen et al., 1994).

Surface roller concept

In BW module a different wave breaking concept has been used, called the surface roller concept. In this approach incipient wave breaking occurs if the slope of the water surface exceeds a certain amount, whereby the geometry of the surface roller is determined. The roller is considered as a mass of water not taking part in the wave motion, but carried along with the wave celerity. The influence of the roller is taken into account through an additional convective momentum term arising from the non-uniform vertical distribution of the horizontal velocity (Madsen et al., 1997). In BW it is assumed that incipient breaking occurs when the local slope of the free surface

exceeds 20°. Various shape, celerity and period factors are set depending on the type of breaker. If wave breaking and moving shoreline are included in the simulation, then an explicit numerical lowpass filter has to be specified. This is introduced in order to remove high frequency instabilities during uprush and downrush and to dissipate wave energy wherever the surface roller cannot be resolved.

Energy Dissipation due to Bed Friction

The rate of energy dissipation due to bottom friction is formulated in MIKE 21 models by using the quadratic friction law to express bottom shear stress. For monochromatic waves the rate of energy dissipation E_b is calculated by the following relation proposed by Putnam and Johnson (1949):

$$E_b = -\frac{1}{6\pi} \frac{c_{fw}}{g} \left(\frac{\omega H}{\sinh kh} \right)^3 \quad (14)$$

where, c_{fw} is a wave friction coefficient
 H is the wave height
 ω is the circular frequency

An extension of the above relation due to Dingemans (1983) is applicable to the case of unidirectional Rayleigh-distributed random waves:

$$E_b = -\frac{1}{8\sqrt{\pi}} \frac{c_{fw}}{g} \left(\frac{\omega H_{rms}}{\sinh kh} \right)^3 \quad (15)$$

where, h is the local water depth in both expressions.

Inclusion of directional distribution of wave energy and influence of currents is effected in both NSW and PMS modules through the extension proposed by Holthuijsen et al. (1989).

The friction factor in the presence of waves c_{fw} , can be calculated through the empirical expression $c_{fw}=f_w/2$, and the following relation (Svedsen and Jonsson, 1980):

$$f_w = \begin{cases} 0.24 & , \text{ for } a_b/k_n < 2 \\ \exp\{-5.977 + 5.213(a_b/k_n)^{-0.194}\} & , \text{ for } a_b/k_n \geq 2 \end{cases} \quad (16)$$

where, k_n is the Nikuradse roughness parameter
 a_b is the water particle amplitude at the bottom

The roughness parameter is difficult to determine. In cases with no bed forms it can be estimated by (Nielsen, 1979):

$$k_n = 2.5d_{50} \quad (17)$$

where d_{50} is the median grain size of the bottom sediments.

In simulations of short waves in ports and harbours, where BW module is normally used, the effect of bottom friction is relatively unimportant and it can be neglected. For modelling long wave transformations the bottom friction formulation follows the Chézy bed friction law. According to this, the shear stress τ_b at the bed can be expressed in terms of the Chézy number C by:

$$\tau_b = \rho g U |U| / C^2 \quad (18)$$

where U is the depth-averaged velocity, $C = \frac{U}{U_b} \left(\frac{2g}{f_w} \right)^{1/2}$

APPLICATION TO A CASE STUDY

Main Features of the Study Area

The project under study is developed around a focal water expanse comprising a man-made lagoon, occupying an area of about 6.2 hectares on the shores of the Red Sea. It will be used mainly for swimming and related activities. Figure 2 shows the general layout of the Lagoon, containing two submerged breakwaters, the principal role of which is the protection from wave agitation of the bungalows to be built on piles at the shore.

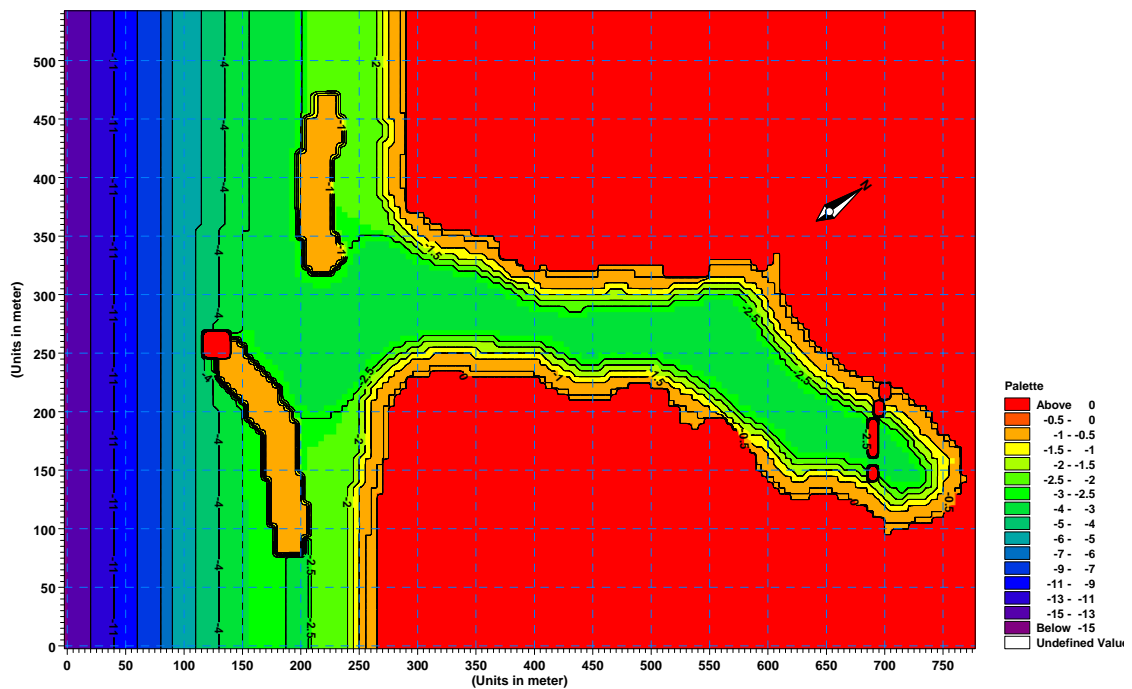


Figure 2. Lagoon reference plan

Input Conditions

Astronomical tides in the area are of the mixed semi-diurnal type. The main input tidal levels considered, were as follows:

Mean Sea Level (MSL)	±0.00
Highest Astronomical Tide (HAT)	+0.80 m
Lowest Astronomical Tide (LAT)	-0.70 m

The site is exposed to waves coming from directions within a small angle sector, from 195° to 230°. The narrow and elongated shape of the shoreline restricts waves from developing fully. The wave data adopted as input to the wave models were:

Deepwater 10-yr: $H_s=2.11$ m , $T_s=5.8$ s , $T_p=6.1$ s
 Deepwater 50-yr: $H_s=2.95$ m , $T_s=6.8$ s , $T_p=7.14$ s

The above values refer to a water depth of 50 m. In order to obtain the corresponding values at the boundary of the wave model, wave transformations should be taken into account especially those related to refraction and shoaling. Application of the above transformations yields the following wave characteristics at the offshore model boundary, i.e. at a water depth of 15 m:

Return period 10-yr : $H_s=1.99$ m , $T_p=6.1$ s
 Return period 50-yr : $H_s=2.72$ m , $T_p=7.14$ s

For the calculation of H_{si} standard Jonswap and TMA spectra were used whereas linear transformations of both sinusoidal and 5th order Stokes waves was used for the calculation of H_{maxi} .

Since no reliable data on storm surge in the area are available, a rough calculation was performed based on information of wind speed and bathymetry offshore the studied site (Dean and Dalrymple, 1984). The input value taken for storm surge was 0.35 m.

Sea level rises as ocean temperature does. During the past century the global mean sea level rose by a value between 10cm and 20cm. The rate of level rise is expected to be accelerated due to increased CO₂ emissions in the atmosphere. Following the median scenario adopted by the Intergovernmental Panel for Climate Change, a central estimate of the sea level rise was deduced of the order of 0.20m. This value was taken as input to the models.

The input data for bed friction energy dissipation are:
 Breakwater area: $k_N=0.0125$ m , $d_{50}=0.005$ m
 Remaining area : $k_N=0.0003$ m , $d_{50}=0.00012$ m

RESULTS AND DISCUSSION

Application of the previously mentioned input conditions to the case study under consideration gave the K_t values presented in Figs. 3 and 4, as obtained by the formulae and models respectively. These figures refer to various wave conditions for which the corresponding transmission coefficient is given. The wave conditions are decoded as follows:

- wave condition #1: 10yr H_s through linear transformation from deep to shallow water

- wave condition #2: 10yr H_{max} through linear transformation from deep to shallow water (coincides with TMA-spectrum transformation and breaker index 0.8)
- wave condition #3: 50yr H_s through linear transformation from deep to shallow water
- wave condition #4: 50yr H_{max} through linear transformation from deep to shallow water (coincides with TMA-spectrum transformation and breaker index 0.8)

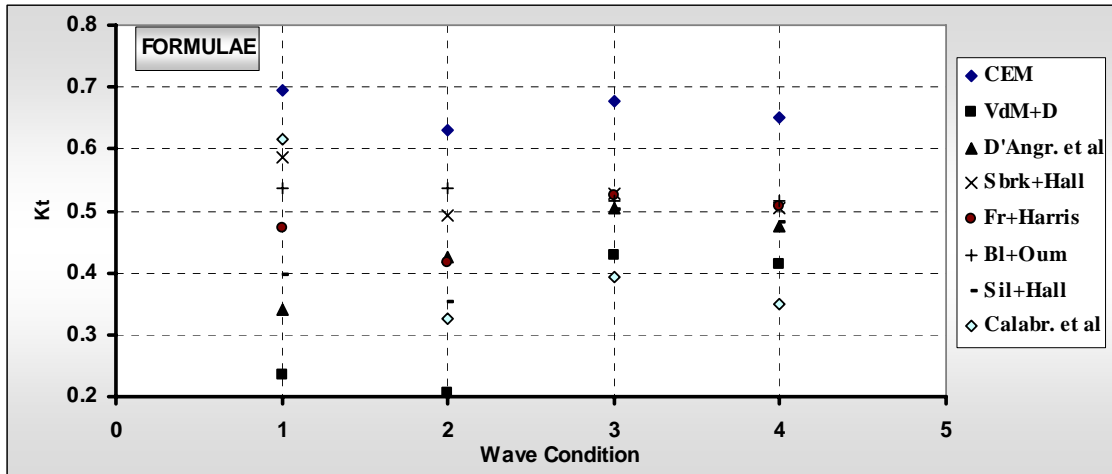


Figure 3. Transmission coefficient K_t by Formulae

The wave transmission formulae are those presented previously with the following remarks. The expression of d'Angremond et al. in Fig. 3 includes its extension due to Briganti et al. (2003) to cover wide crest widths (Eq.5). The formulae of VdMeer and Daemen, of Seabrook and Hall and of Siladharma and Hall involve the nominal diameter D_{n50} of the armour layer of the breakwater. This is calculated through the relevant expression due to VdMeer and Pilarczyk (1991). This latter relation takes into account the local water depth. In the graph of Fig. 3 the results associated with the above formulae were obtained for water level at the lowest astronomical tide prevailing in the study area.

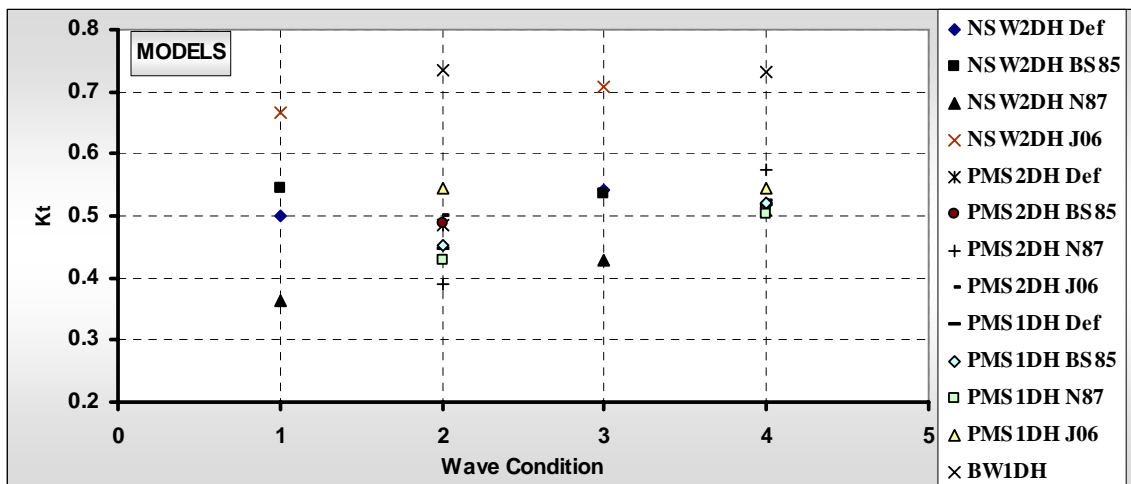


Figure 4. Transmission coefficient K_t by Numerical Models

It can be seen from the graph of Fig. 3 that for all four wave conditions the eight formulae give results that behave in a more or less consistent manner. Indeed, a “central” part of the results is formed by excluding the formulae of CEM and VdMeer & Daemen. The CEM gives under any conditions higher K_t values by as much as 50% than the average of the values of the “central” part. Also, VdMeer and Daemen and Calabrese et al. underestimate for three wave conditions the K_t value. The underestimation by VdMeer & Daemen for 2 out of 4 wave conditions is of the same order of magnitude with the overestimation by CEM. These initial findings are in accord with the fact that both formulae resulted from the first efforts to address the problem by involving only a few simple parameters, e.g. CEM’s expression for K_t is based only on the ratio F/H_i (Eq.3), without taking into account other important factors such as the crest width, the water depth, etc. The results by d’Angremond et al. are regarded to behave favourably enough, partly due to the fact that their formula includes the surf-similarity parameter having to do with the wave breaking mode. This is confirmed by others, as e.g. by Calabrese et al. (2003), Daemrich et al. (2001), Mai et al. (1999). Siladharma and Hall’s relation behaves relatively smoothly for the wave conditions tested and it involves the diameter D_{n50} , a fact that may include indirectly some effects of the structure porosity. This relation is actually an improvement of the older formula by Seabrook & Hall. The results of a single formula closely located mid-way between the two extremes under any wave condition tested are those of Friebel and Harris. The good behaviour of this formula is confirmed through comparison with experiments by Penchev (2005). Based on the previous discussion the formulae retained for further comparison with the wave models are those of d’Angremond et al., Siladharma and Hall, Friebel and Harris.

Figure 4 presents the results obtained by the models tested under the same as above four wave conditions. As mentioned in a previous section three different modules were tested: NSW, PMS, BW. Module PMS was used under both one-dimensional and two-dimensional options. Each of those options as well as NSW module were run for four different representations of wave breaking, namely those of Battjes and Janssen (1978) with the default values of α , γ_1 , γ_2 used in MIKE 21; the formulation by Battjes and Stive (1985); and those of Nelson (1987) and of Johnson (2006). All these formulations are presented in the text accompanying Eqs. 10~13. Thus 13 in all models were used for comparison. It has to be noted here that there are some differences in the incident wave conditions at the breakwaters due to the slightly different wave transformation procedures adopted by each model. Calculations performed for the incident wave height at the structure toe showed larger deviations for the breaking formulation by Johnson (2006), that appears to underestimate wave breaking. It is evident that the way the process of wave breaking is taken into account plays a significant role in the final value of K_t produced by the model. On the other end the wave breaking formulation by Battjes and Janssen (1978) is found to somehow overestimate the amount of wave breaking. This has been confirmed by Zanuttigh et al. (2003) -for the default values used in MIKE 21- and also by Johnson (2006). Calculations performed for monochromatic waves showed that module BW overestimates K_t , as shown in Fig. 3, while this does not happen when spectral waves were used. Regarding the wave breaking formulations embedded in modules NSW and PMS it appears that the one proposed by Nelson (1987) predicts lower values of K_t than the other models tested.

A comparison of results produced by formulae and numerical models is presented in Fig. 5. The graph refers to wave conditions #1, #2 (panel A), and to conditions #3, #4 (panel B). The K_t values obtained by the more reliable formulae, as pinpointed previously, are included, namely those by d'Angremond et al., Siladharm and Hall, Friebel and Harris. Inspection of the upper panel of this figure reveals that in general PMS wave module behaves consistently and reliably, as compared to the formulae with best fit to experimental data. This conclusion was also reported by Johnson (2006). Also, NSW behaves acceptably, especially with the classical or Nelson's breaking formulations. Of these formulations it is evident that Johnson's underestimates wave breaking and consequently overestimates K_t especially for low freeboard values. Model BW overestimates also K_t when regular waves are used as input. In the case of high incident waves (lower panel of Fig. 5) it can be said that, again, PMS module performs satisfactorily followed by NSW, while BW overpredicts wave transmission (for regular waves). Also, Johnson's and Nelson's breaking formulations do not help models to perform reliably in most of the cases tested. Regarding the comparison of 1DH versus 2DH wave models it is shown that both can perform reliably enough. An interesting feature noted between formulae and models with respect to the effect of crest width to K_t , is that B attains in the formulae an optimum value for which K_t becomes minimum, whereas in the wave models increase of B tends to decrease monotonically the value of K_t .

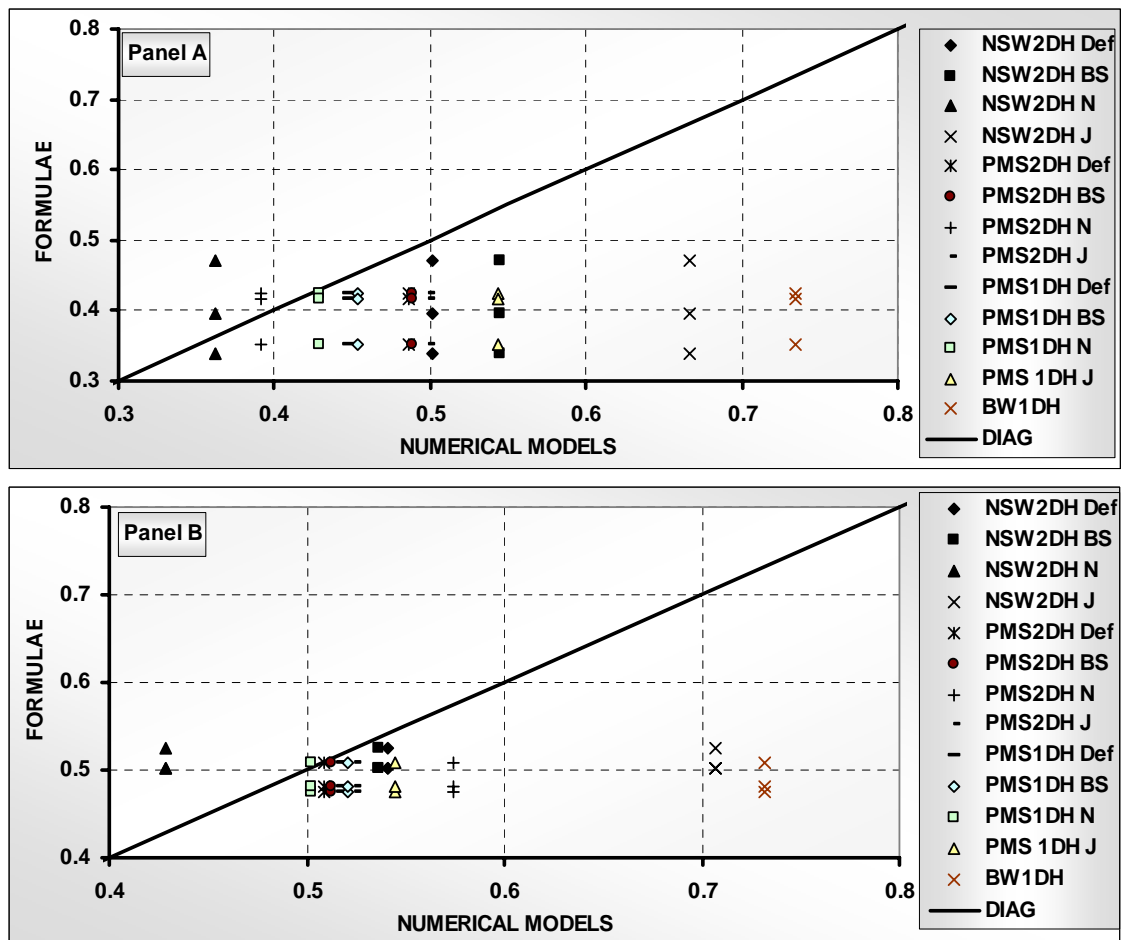


Figure 5. Comparison of transmission coefficient K_t : Formulae vs Numerical Models (panel A 10yr H_s , panel B 50yr H_s)

A representative model output giving H_s values in the study area is given in Fig. 6. The plot refers again to wave condition #1 and is provided by wave model PMS 2DH using default values for the constants in Battjes and Janssen wave breaking formulation. Figure 7 gives a cross-section of the seabed from deep to shallow water along with the corresponding values of the significant wave height for the same as above wave condition #1. A cross-section of the submerged breakwater can be seen, where the wave height is drastically diminished due to breaking. Four wave breaking formulations are shown, identical to those associated with modules NSW and PMS. In this figure model PMS 1DH is presented. It can be seen that the wave transmission associated with Johnson's breaking formulation is appreciably higher than the transmission predicted by the mid-way breaking models due to Battjes and Janssen (1978) (default values of constants) and Battjes and Stive (1985).

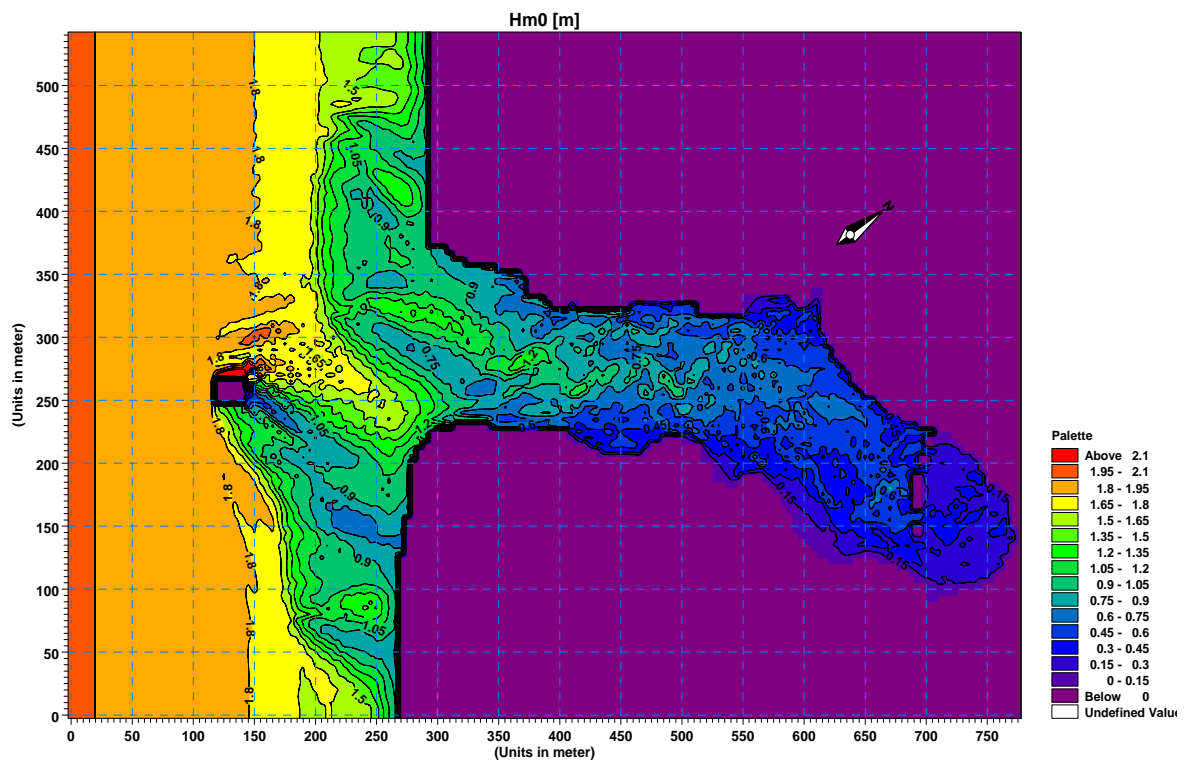


Figure 6. Significant wave height H_s PMS 2DH (wave condition #1)

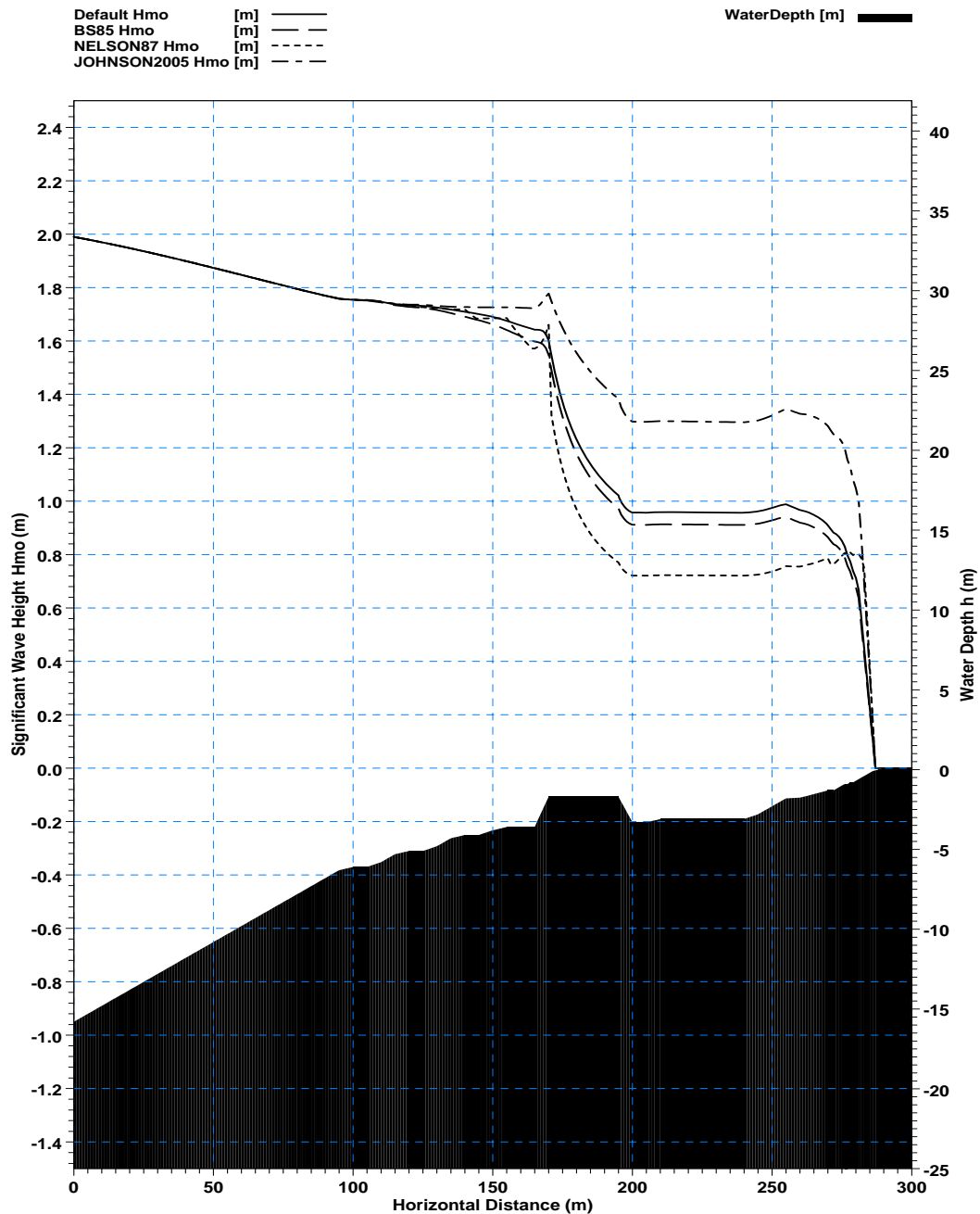


Figure 7. Significant wave height H_s PMS 1DH (wave condition #1)

CONCLUSIONS

The main conclusions of the present study are the following:

- (a) Wave transmission over submerged breakwaters is a complicated phenomenon that is not yet fully described by either empirical formulae or wave models.
- (b) Recent semi-empirical formulae perform satisfactory within their range of validity, by taking into account factors such as the crest width, the wave breaking index, the breaker type, the magnitude of the armour stones, etc.
- (c) Out of the wave models tested, the parabolic mild-slope module (PMS of MIKE 21) showed the most consistent and reliable performance. However, it has to be noted that in many cases the combination of input conditions and bathymetry may lead to a different model as the most reliable one.
- (d) Wave breaking is the most significant single factor affecting wave

transmission. This leads to the conclusion that the crest width plays an equally significant role in determining the wave transmission coefficient. Johnson's formulation underestimates in general the amount of wave breaking.

- (e) An important factor missing from most existing methods that predict the transmission coefficient is the percolation process through the porous body of the structure. This need should be covered by future research.

1. ΕΙΣΑΓΩΓΗ – ΣΤΟΧΟΣ ΕΡΓΑΣΙΑΣ

Η προστασία της παράκτιας ζώνης ανάκαθεν αποτελούσε ένα προκλητικό πεδίο έρευνας για τους μηχανικούς λόγω της ευρείας πολυπλοκότητας των φυσικών διαδικασιών που λαμβάνουν χώρα σε αυτή. Στην σύγχρονη εποχή το ζήτημα του σχεδιασμού παράκτιων έργων προστασίας γίνεται ακόμα πιο πολύπλοκο, καθώς άλλες μη φυσικές παράμετροι το επηρεάζουν δραστικά. Τέτοιες εκτιμήσεις μπορεί να είναι περιβαλλοντικού χαρακτήρα, όπως για παράδειγμα η εξασφάλιση της αισθητικής αξίας του παράκτιου τοπίου. Κατά συνέπεια σ' αυτήν την κατεύθυνση δοκιμάζεται η χρήση νέων μορφών έργων σε σχέση με τις παραδοσιακές κατασκευές, οι οποίες παρέχουν νέα προσέγγιση στην παράκτια προστασία καθώς προσδίδουν ήπια μορφή στα παράκτια έργα.

Σ' αυτό το πλαίσιο είναι αναμενόμενο να κερδίζουν έδαφος έργα προστασίας χαμηλής στέψης και συγκεκριμένα οι ύφαλοι κυματοθραύστες (Υ. Κ.), οι οποίοι αποτελούν μια τροποποιημένη εκδοχή των παραδοσιακών αποσπασμένων κυματοθραυστών, στην προσπάθεια να καταπολεμηθεί πρώτιστα η διάβρωση των ακτών. Η παρεχόμενη προστασία από τους Υ. Κ. στην υπήνεμη πλευρά τους ελέγχει την παράκτια εξέλιξη των κυματισμών, την κίνηση των ιζημάτων και τελικά την μορφολογία της παράκτιας ζώνης.

Ένα πρώτο μέτρο εκτίμησης της προσφερόμενης προστασίας παρέχεται από την κυματική μετάδοση στα κατάντι τέτοιων κατασκευών. Ο συντελεστής κυματικής μετάδοσης K_t μας παρέχει την δυνατότητα να υπολογίσουμε την προσδοκώμενη μείωση ενός χαρακτηριστικού μεγέθους ύψους κύματος λόγω της παρουσίας του Υ. Κ. Όπως είναι αναμενόμενο η κύρια παράμετρος που επηρεάζει τον παραπάνω συντελεστή είναι το «ελεύθερο ύψος» (freeboard) του Υ. Κ., δηλαδή η απόσταση μεταξύ της θαλάσσιας ελεύθερης επιφάνειας και της στέψης της κατασκευής. Αρκετοί ημιεμπειρικοί τύποι υπολογισμού του συντελεστή κυματικής μετάδοσης παρουσιάζονται σε επόμενα υποκεφάλαια. Αυτοί βασίζονται σε αποτελέσματα που προέρχονται από την εκπόνηση πειραμάτων με περιορισμένο συνήθως εύρος γεωμετρικών και περιβαλλοντικών παραμέτρων.

Σε ένα άλλο επίπεδο, διάφορα υπολογιστικά μοντέλα είτε εμπορικά είτε ακαδημαϊκά έχουν αναπτυχθεί στο πρόσφατο παρελθόν στην προσπάθεια μας να περιγράψουμε τα φαινόμενα που εξελίσσονται στην παράκτια ζώνη. Αρκετά από

αυτά παρέχουν αποδεκτά αποτελέσματα αναφορικά με την κυματική μετάδοση, την ανάκλαση, τη διάθλαση και την περίθλαση γύρω από ύφαλα εμπόδια. Μερικά από αυτά τα μοντέλα, τα οποία ευρέως χρησιμοποιούνται από μηχανικούς και επιστήμονες, παρουσιάζονται και ελέγχονται αναλυτικά σε σχετικό τμήμα της παρούσας εργασίας. Κύρια ελέγχονται οι περιορισμοί που αντικατοπτρίζουν τους ελλοχεύοντες κινδύνους από τις απαραίτητα εφαρμοζόμενες προσεγγίσεις, όπως π.χ. ο τρόπος με τον οποίο εισάγεται το φαινόμενο της θραύσης των κυματισμών στα μοντέλα και ο τρόπος με τον οποίο υπολογίζεται σε αυτά η απώλεια της κυματικής ενέργειας λόγω της τριβής στον πυθμένα ή της θραύσης των κυμάτων. Αυτή η τελευταία διαδικασία της θραύσης φαίνεται να κατέχει κεντρικό ρόλο στην απόδοση των κυματικών μοντέλων όσον αφορά στον συντελεστή μετάδοσης K_t .

Η παρούσα μεταπτυχιακή εργασία περιγράφει την εξέλιξη της έρευνας σ' αυτό το πεδίο και στοχεύει στην συλλογή της διασκορπισμένης πληροφορίας αιχμής πάνω στο ζήτημα, στην επισκόπηση και αξιολόγηση των αναλυτικών ημιεμπειρικών τύπων και της απόδοσης των υπολογιστικών μοντέλων θέτοντάς τα σε σύγκριση με τους προηγούμενους και μεταξύ τους.

Στην προσπάθεια να ερευνηθούν όσο το δυνατόν πληρέστερα οι φυσικές διεργασίες πίσω από αυτήν την αξιολόγηση, χρησιμοποιήθηκαν αριθμητικά υπολογιστικά μοντέλα, τα οποία με την σειρά τους βασίζονται σε διαφορετικές εξισώσεις περιγραφής της παράκτιας κυματικής κυκλοφορίας. Γι' αυτό το σκοπό χρησιμοποιήθηκαν τρία είδη μοντέλων: ένα τύπου Boussinesq, ένα άλλο που βασίζεται στην παραβολική προσέγγιση της εξίσωσης ήπιας κλίσης (parabolic mild-slope equation) και ένα τρίτο παράκτιας φασματικής εξέλιξης των κυματισμών, όλα μέσω του λογισμικού πακέτου MIKE21 (2005) του Danish Hydraulic Institut (DHI).

Επίσης παρουσιάζεται μια μελέτη περίπτωσης (case study), στην οποία γίνεται εφαρμογή της ανωτέρω ανάλυσης. Το έργο περιλαμβάνει δύο αποσπασμένους ύφαλους κυματοθραύστες, οι οποίοι θα κατασκευαστούν κατά μήκος της εισόδου μιας τεχνητής κόλπωσης με σκοπό την προστασία ελαφρών κατασκευών πάνω σε πασσάλους στο θαλάσσιο κομμάτι της παράκτιας ζώνης.

Η εργασία περιλαμβάνει, εκτός από την παρούσα εισαγωγή (Κεφάλαιο 1), έξι Κεφάλαια και εννέα Παραρτήματα.

Στο Κεφάλαιο 2 γίνεται μία περιγραφή των Ύφαλων Κυματοθραυστών, της χρήσης τους, των φαινομένων που λαμβάνουν χώρα γύρω από τέτοιου είδους

κατασκευές και εισάγεται συνοπτικά το πρόβλημα της ευστάθειας σε Ύφαλους Κυματοθραύστες.

Στο Κεφάλαιο 3 παρουσιάζεται το φαινόμενο της κυματικής μετάδοσης σε ύφαλο κυματοθραύστη και ελέγχονται οι κύριες παράμετροι επιρροής της παραπάνω διεργασίας. Παράλληλα πραγματοποιείται εκτεταμένη βιβλιογραφική επισκόπηση των μεθόδων και ειδικότερα δεκατεσσάρων εμπειρικών σχέσεων υπολογισμού του συντελεστή κυματικής μετάδοσης, ο οποίος αποτελεί το κεντρικό θέμα της εργασίας. Τέλος επιχειρείται μία προκαταρκτική σύγκριση βασισμένη στα παρεχόμενα στοιχεία από τους συγγραφείς.

Στο Κεφάλαιο 4 παρουσιάζονται εκτενώς τρία αριθμητικά μοντέλα προσομοίωσης της κυματικής διάδοσης στην παράκτια ζώνη. Επίσης αναλύονται δύο τεχνικές εισαγωγής απωλειών ενέργειας λόγω τριβής στον πυθμένα καθώς και έξι μοντέλα εισαγωγής απωλειών ενέργειας λόγω θραύσης των κυματισμών, τα οποία συνδυάζονται με τα παραπάνω προσομοιώματα.

Στο Κεφάλαιο 5 παρουσιάζονται αναλυτικά τα διαθέσιμα δεδομένα και παραμετροποιούνται οι συνθήκες και τα στοιχεία εισαγωγής στους αναλυτικούς τύπους υπολογισμού του συντελεστή κυματικής μετάδοσης καθώς και στα αριθμητικά προσομοιώματα. Σκοπός από τη μία είναι η αντιμετώπιση ενός πρωτότυπου απαιτητικού προβλήματος προστασίας παράκτιας ζώνης και από την άλλη η καθαρά ερευνητική διερεύνηση του φαινομένου της κυματικής μετάδοσης σε ύφαλες κατασκευές. Επιπρόσθετα κατασκευάζονται και παρουσιάζονται τα αντίστοιχα σενάρια εφαρμογής.

Στο Κεφάλαιο 6 εκτίθενται αναλυτικά τα αποτελέσματα της παραπάνω περιγραφόμενης ερευνητικής προσπάθειας και συνακόλουθα επιχειρείται συγκριτική αξιολόγηση των καταλληλότερων αντιπροσωπευτικών αναλυτικών εμπειρικών μεθόδων υπολογισμού του συντελεστή κυματικής μετάδοσης σε σχέση με τα αριθμητικά μοντέλα.

Στο Κεφάλαιο 7 συνοψίζονται τα κύρια συμπεράσματα της εργασίας κατά πρώτο αναφορικά με την πρακτική εφαρμογή και κατά δεύτερο και κυριότερο αναφορικά με την ευρύτερη έρευνα στο συγκεκριμένο επιστημονικό πεδίο.

Στη συνέχεια παρατίθεται εκτενής βιβλιογραφία και παραρτήματα τα οποία αφορούν τα εξής:

Το Παράρτημα Α περιέχει γραφικά αποτελέσματα της διαδικασίας γραμμικού μετασχηματισμού των κυμάτων από τα βαθειά στα ρηχά.

Στα Παραρτήματα B1 και B2 παρατίθεται η μέθοδος υπολογισμού των φασμάτων TMA, Jonswap και Pierson-Moskowitz.

Στο Παράρτημα C παρουσιάζονται τα γραφήματα υπολογισμού του συντελεστή κυματικής μετάδοσης βάσει του Coastal Engineering Manual.

Στα Παραρτήματα D & E βρίσκονται τα γραφικά αποτελέσματα της προκαταρκτικής και ερευνητικής εφαρμογής αντίστοιχα για το μοντέλο NSW.

Τέλος στα Παραρτήματα F, G & H παρατίθενται οι γραφικές απεικονίσεις των αποτελεσμάτων των μοντέλων PMS (2DH), PMS (1DH) και BW αντίστοιχα.

2. ΥΦΑΛΟΙ ΚΥΜΑΤΟΘΡΑΥΣΤΕΣ

2.1 Γενικά περί Ύφαλων Κυματοθραυστών

Η παράκτια ζώνη είναι μια ευαίσθητη περιβαλλοντικά ζώνη στην οποία αναπτύσσονται έντονα δυναμικά φαινόμενα με αποτέλεσμα να διαμορφώνονται εύθραυστες και ευμετάβλητες ισορροπίες όσο αφορά στο προφίλ και τη γενικότερη μορφολογία της παράκτιας ζώνης. Σε αυτή την ζώνη το μεγαλύτερο ποσοστό της κινητικής ενέργειας του υδάτινου σώματος καταστρέφεται μέσα από διεργασίες θραύσης κυμάτων, αναρρίχησης στην ακτή και τριβής στον πυθμένα. Το σημαντικότερο αποτέλεσμα αυτών των διεργασιών είναι η διάβρωση της παράκτιας ζώνης και η στερεομεταφορά του υλικού (ίζημα) το οποίο τις αποτελεί. Η διατήρηση της ισορροπίας και η προστασία της παράκτιας ζώνης αποτελεί πολύ σημαντικό ζήτημα από περιβαλλοντικής, κοινωνικής και οικονομικής άποψης για τον άνθρωπο από τη μια και οικολογικής άποψης για τα αναπτυσσόμενα οικοσυστήματα και τους κατοίκους τους (την άγρια ζωή) από την άλλη.

Τα έργα προστασίας του μηχανικού απέναντι σε αυτά τα φαινόμενα έχουν λάβει πολύμορφες εκφάνσεις στο πρόσφατο παρελθόν άλλοτε με επιτυχία και άλλοτε με προφανή αποτυχία. Τα τελευταία όμως χρόνια παρατηρείται μία τάση ανακάλυψης νέων μορφών επιπτώσεων που δεν θεωρούνταν εύλογη παλιότερα, όπως η επιρροή που έχουν αυτά τα έργα προστασίας στα φυσικά οικοσυστήματα, τους βιότοπους και τέλος στην αισθητική και ποιοτική αξία της παράκτιας ζώνης.

Οι συμβατικοί έξαλοι κυματοθραύστες (των οποίων δηλαδή η στέψη διαπερνά την θαλάσσια επιφάνεια) κατασκευάζονται τυπικά έτσι ώστε να καταστρέφουν ολοκληρωτικά κατά το δυνατόν την κυματική ενέργεια στη υπήνεμη πλευρά τους για συγκεκριμένες κυματικές συνθήκες σχεδιασμού. Συνήθως αυτά τα έργα είναι ογκώδη και χονδροειδή για να αντέξουν στα ακραία κυματικά φαινόμενα τα οποία υφίστανται, με παράπλευρο αποτέλεσμα όμως να εξαφανίζουν και τα ευεργετικά αποτελέσματα της κυκλοφορίας του νερού στην προστατευόμενη περιοχή, αναφορικά με τα ποιοτικά κριτήρια που πρέπει να πληροί το θαλάσσιο νερό της περιοχής, ειδικά όταν πρόκειται για χώρο αναψυχής.

Στη σύγχρονη εποχή εκδηλώνονται ενίοτε ισχυρές αντιδράσεις ενάντια στην τοποθέτηση σκληρών έργων προστασίας σε απόσταση από και κατά μήκος της ακτής

για αισθητικούς και περιβαλλοντικούς κυρίως λόγους. Έτσι τα τελευταία χρόνια πολύ προσοχή έχει δοθεί στην ανάπτυξη εναλλακτικών έργων προστασίας τα οποία συνολικά μπορούν να κατηγοριοποιηθούν ως ύφαλοι κυματοθραύστες. Αυτές οι κατασκευές έχουν τη στέψη τους κάτω από ένα ορισμένο ύψος το οποίο ορίζεται π.χ. από τη ΜΣΗ και προσφέρουν ταυτόχρονα κάποιο ποσοστό προστασίας από την κυματική προσβολή της ακτής και επιτρέπουν την απρόσκοπτη κυκλοφορία του θαλάσσιου ύδατος κατά μήκος της ακτής. Επιπροσθέτως τέτοιες κατασκευές έχουν βρει εφαρμογή και ως προκαταρκτικά αμυντικά μέτρα σε ακραία κυματικά κλίματα για τη μείωση της κυματικής ενέργειας προτού αυτή προσεγγίσει τα κύρια έργα προστασίας (Comett et al. 1994). Σε αυτήν την κατεύθυνση οι Υ. Κ. από κοινού π.χ. με τεχνητή επανατροφοδότηση των διαβρωμένων παρακτίων ζωνών με ίζημα μπορούν να παρέχουν μία πολύ καλή εναλλακτική λύση στην προστασία παρακτίων ζωνών με μηδαμινές περιβαλλοντικές επιπτώσεις.

Οι Υ. Κ. είναι μονίμως βυθισμένοι κυματοθραύστες (submerged breakwaters) που κατασκευάζονται συνήθως από λιθορριπή με τεχνητούς ή φυσικούς ογκόλιθους. Σε διάφορες περιπτώσεις μπορεί να γίνει χρήση ειδικού σχήματος τεχνητών ογκόλιθων ή μονάδων θωράκισης, tripods, tetrapods, dolos, reef-balls, γεωσωλήνων (geotubes), γεώσακκων κ.τ.λ. για την δημιουργία υφάλων εμποδίων, ως έργων προστασίας ακτής.

Σκοπός της χρήσης του Υ. Κ. είναι να μειώσει τις υδραυλικές φορτίσεις κατάντι αυτού λόγω του κυματικού πεδίου σε τέτοιο σημείο ώστε να διατηρείται μια ωφέλιμη δυναμική ισορροπία στην παράκτια ζώνη. Οι Υ. Κ. προσφέρουν ικανοποιητική προστασία απέναντι στην διάβρωση της ακτής και σταθεροποιούν την ακτογραμμή ενώ ταυτόχρονα επιτρέπουν την απρόσκοπτη κυκλοφορία του νερού αφήνοντας τα παράκτια ρεύματα να περάσουν πάνω από την στέψη τους και μεταξύ υφάλου κυματοθραύστη και ακτογραμμής, εμποδίζοντας τελικά την διαμόρφωση ζωνών λιμναζόντων νερών.

Τα μειονεκτήματά τους είναι τα εξής:

- Οι πολύ χαμηλές στέψεις (σε μεγάλο βάθος) μπορεί να μη μειώνουν ικανοποιητικά τις επιπτώσεις (διάβρωση) από τους επερχόμενους κυματισμούς, ειδικά σε περιοχές με μεγάλο εύρος παλίρροιας.

- Οι Υ. Κ. μπορεί να εμποδίζουν την αναμόρφωση (εξυγίανση) της ακτής κατά τη διάρκεια επικράτησης υδροδυναμικών και κυματικών συνθηκών που ευνοούν την τροφοδότηση της ακτής με ίζημα.
- Λόγω συγκεκριμένων υδροδυναμικών συνθηκών ή αποτόμων αλλαγών τους μπορεί να προκληθούν ρεύματα τέτοια που να προκαλούν τελικά αντί να αποσοβούν την παράκτια διάβρωση. Οι αποσπασμένοι Υ. Κ. μπορεί να δημιουργήσουν πεδία υψηλών ταχυτήτων ειδικά στα ακρομώλια ή ανάμεσα σε δυο τέτοιες κατασκευές και έτσι να προκαλέσουν υποσκαφή των έργων ή περαιτέρω διάβρωση.
- Οι Υ. Κ. μπορεί να αποτελούν δυνητικό κίνδυνο για τη ναυσιπλοΐα ή την κυκλοφορία θαλάσσιων οχημάτων για αναψυχή στην παράκτια ζώνη.
- Η επιθεώρηση της ευστάθειας και της αρτιότητας της κατασκευής είναι σχετικά δύσκολη αφού ολόκληρο το έργο βρίσκεται κάτω από τη στάθμη της ελεύθερης θαλάσσιας επιφάνειας.
- Η κατασκευή μπορεί να είναι οικονομικά επαχθής λόγω της αναγκαίας χρήσης φορτηγίδων και πλεούμενων μηχανημάτων κατασκευής.

Παρόλο που η έρευνα σε αυτόν τον τομέα έχει προχωρήσει αρκετά, υπάρχουν πολλά ερωτήματα ακόμα αναφορικά με τις σχεδιαστικές προδιαγραφές και διαδικασίες που αφορούν τέτοιες κατασκευές.

Σκοπός αυτής της Μεταπτυχιακής Διπλωματικής Εργασίας είναι να συγκεντρώσει και να παρουσιάσει κάτω από το ίδιο παραμετρικό καθεστώς τις διατιθέμενες εκφράσεις, να καθορίσει ποιές από αυτές τις υπάρχουσες εκφράσεις εφαρμόζονται υπό διαφορετικές συνθήκες και να συγκρίνει τις αναλυτικές σχέσεις με αριθμητικά μοντέλα/προσομοιώματα για τον καθορισμό τεχνικών προδιαγραφών περί Υ. Κ.

2.2 Τύποι Κατασκευών Χαμηλής Στέψης

Κατασκευές χαμηλής στέψης (Low-Crested Structures, LCS) ονομάζονται αυτές οι οποίες έχουν τη στέψη τους κοντά (λίγο πάνω, λίγο κάτω ή ακριβώς) στη Μέση Στάθμη Θάλασσας (ΜΣΘ). Βασικός στόχος των κατασκευών χαμηλής στέψης και των Υ. Κ. είναι να προσφέρουν ηρεμία στο κυματικό πεδίο καθορισμένων περιοχών για την προστασία είτε φυσικών ακτογραμμών είτε διαδικασιών φορτοεκφόρτωσης

σε λιμενικές εγκαταστάσεις. Οι λειτουργικές απαιτήσεις διαφόρων έργων παρόλα αυτά δεν καθιστούν απαραίτητη την πλήρη απόσβεση της κυματικής ενέργειας. Εφόσον δε ο όγκος και το ύψος της κατασκευής είναι ανάλογος του κόστους της, τότε αξίζει να προσπαθήσει κανείς να βρει το ελάχιστο βέλτιστο ύψος στέψης της κατασκευής (minimum best-fit crest height), ώστε να παρέχει ικανή προστασία στην παράκτια ζώνη.

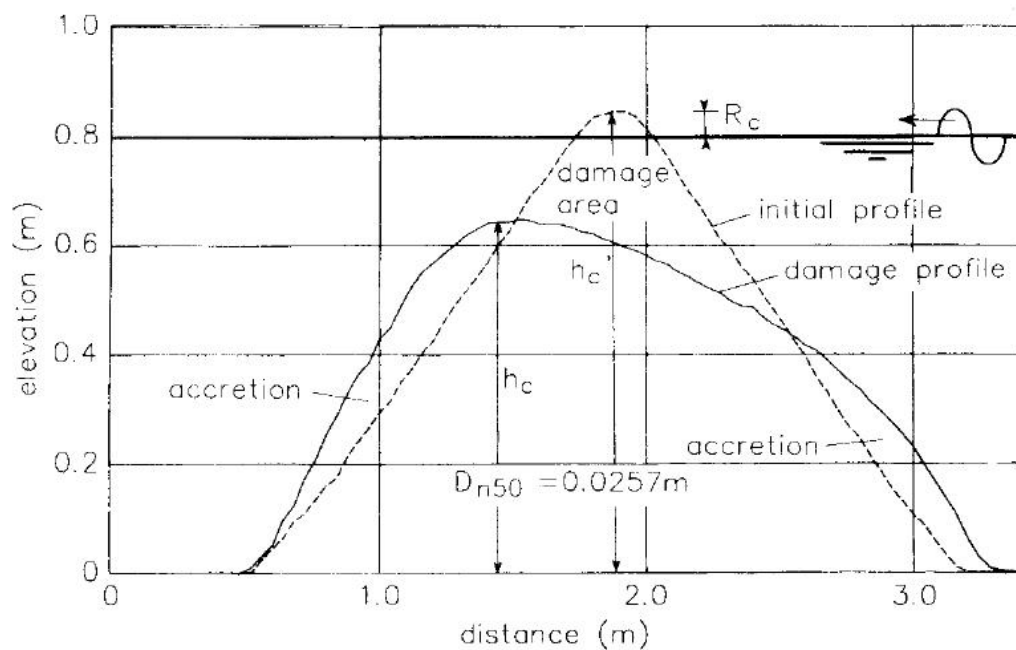
Οι έξαλοι κυματοθραύστες χαμηλής στέψης (sub-aerial LCS) συνήθως κατασκευάζονται σε ένα ύψος κοντά στην στάθμη ανώτατης πλήμμης και έτσι τείνουν να γίνονται ξεκάθαρα εμφανείς κατά την διάρκεια της αμψότητας, πολύ δε μάλλον κατά τη φάση της κατώτατης ρηχίας. Διαφέρουν δηλαδή με τους ύφαλους κυματοθραύστες (submerged breakwaters) ακριβώς στο ότι οι δεύτεροι είναι μονίμως βυθισμένοι άσχετα από τις παλιρροιακές συνθήκες.

Υπάρχει επίσης ακόμα ένας τύπος ύφαλης κατασκευής, ο τεχνητός ύφαλος (reef breakwater), με τον οποίο εννοούμε μια κατασκευή σε αρκετά μεγάλο βάθος που εξυπηρετεί πρωτίστως περιβαλλοντικούς λόγους και δεν παρουσιάζει ουσιαστική δυναμική/αποτελεσματικότητα αναφορικά με τη μείωση της κυματικής ενέργειας. Σύμφωνα με τα παραπάνω γίνεται κατανοητή η ανάγκη να ξεκαθαριστούν οι διάφορες έννοιες και η ουσία των συναφών ειδών κατασκευών.

Έτσι οι κυματοθραύστες χαμηλής στέψης μπορούν να χωριστούν σε τρεις κατηγορίες:

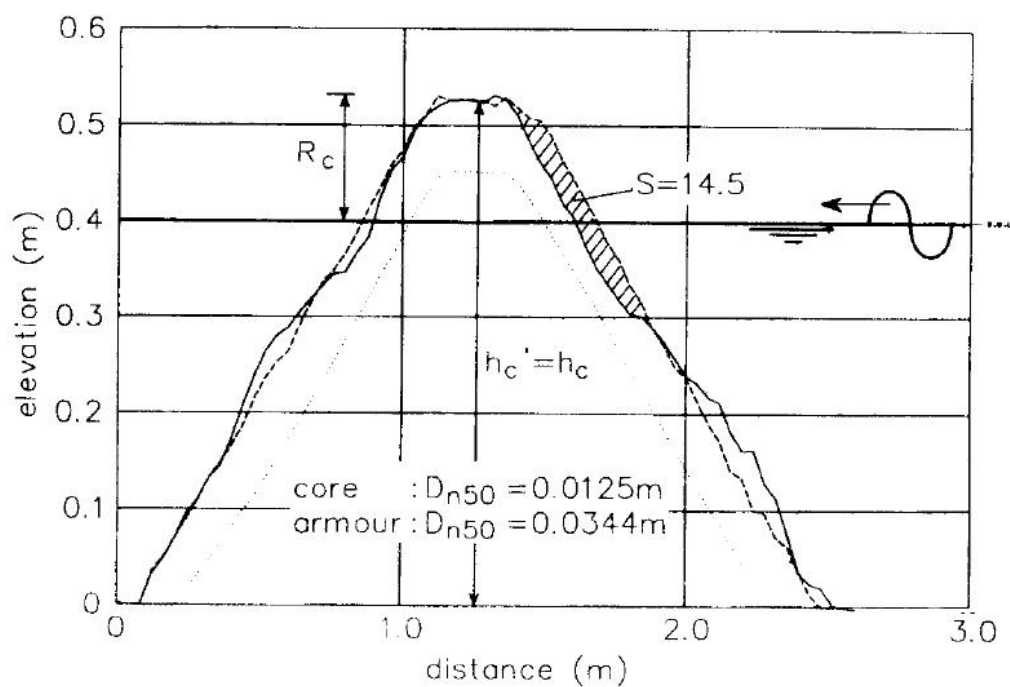
- (i) δυναμικά ευσταθείς ύφαλοι κυματοθραύστες [reef breakwaters]
- (ii) στατικά ευσταθείς κυματοθραύστες χαμηλής στέψης με ύψος στέψης πάνω από τη Μέση Στάθμη Ηρεμίας (ΜΣΗ) [LCS, από εδώ και πέρα]
- (iii) στατικά ευσταθείς ύφαλοι (ή βυθισμένοι) κυματοθραύστες [submerged breakwaters]

(i) Ονομάζονται και τεχνητοί ύφαλοι καθώς αποτελούν ουσιαστικά έναν χαμηλής στέψης ομογενή σωρό από ογκόλιθους χωρίς διαχωρισμένες στρώσεις που να εξασφαλίζουν λειτουργία φίλτρου ή πυρήνα, με αποτέλεσμα να επιτρέπει την αναδιαμόρφωση της γεωμετρίας της κατασκευής κάτω από διάφορες κυματικές συνθήκες. Το αρχικό ύψος της στέψης είναι κοντά στη ΜΣΗ και καταλήγει σε ένα τερματικό δυναμικό ύψος ισορροπίας κάτω από το καθεστώς ακραίων κυματικών συνθηκών.



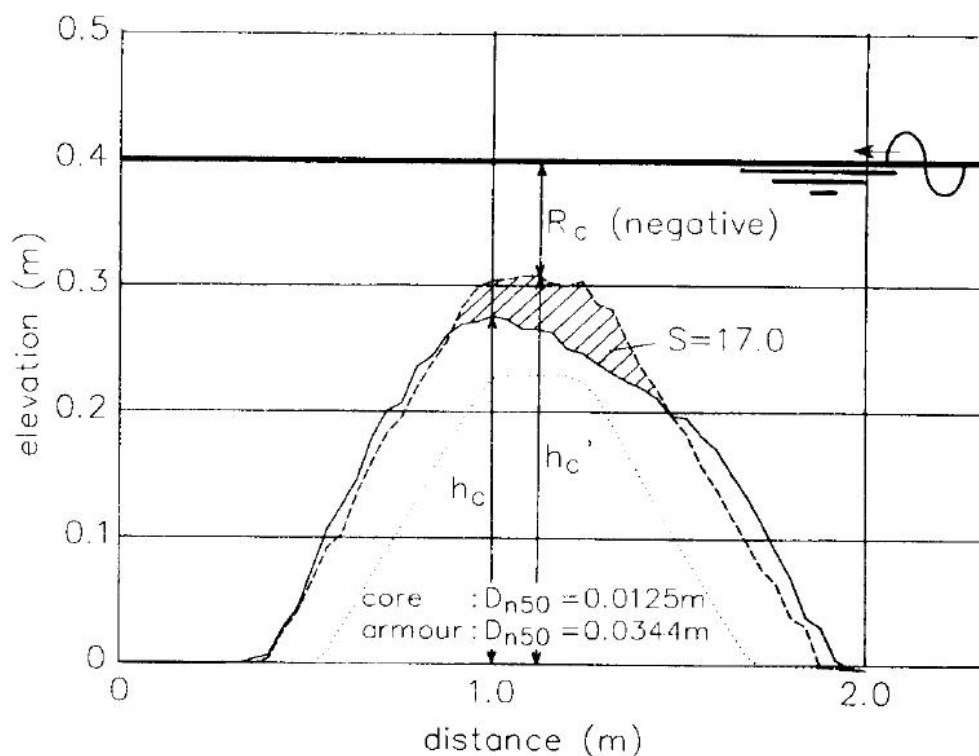
ΕΙΚΟΝΑ 2.1 Δυναμικά ευσταθής υφάλος κυματοθραύστης [reef breakwater]

(ii) Αποτελούν κατασκευές τις οποίες υπερπηδούν τα επερχόμενα κύματα οριακά ή καθόλου αλλά παρουσιάζουν μεγαλύτερη ευστάθεια λόγω διάταξης των στρώσεων θωράκισης και πυρήνα από τους τεχνητούς υφάλους.



ΕΙΚΟΝΑ 2.2 Στατικά ευσταθής κυματοθραύστης χαμηλής στέψης [LCS]

(iii) Αποτελούν κατασκευές οι οποίες βρίσκονται μονίμως κάτω από τα ΜΣΗ αλλά και την κατώτατη ρηχία. Όλα τα κύματα τις υπερπηδούν ή περνούν πάνω τους. Η ευστάθειά τους αυξάνεται όσο το ύψος της κατασκευής μειώνεται.



ΕΙΚΟΝΑ 2.3 Στατικά ευσταθής ύφαλος κυματοθραύστης [submerged breakwaters]

Ειδικό τύπο τέτοιου είδους κατασκευών αποτελεί ο τύπος Reef-ball (HSAR) προτεινόμενος από τους Armonio και Hall (2002), ο οποίος είναι ένα ειδικά διαμορφωμένος διάτρητος κοίλος ημισφαιρικός τεχνητός ύφαλος χρησιμοποιούμενος από μόνος του ή ως μονάδα κατασκευής Υ. Κ. Σκοπός του είναι η ταυτόχρονη προστασία παράκτιων περιοχών από την κυματική όχληση και η δημιουργία κατάλληλου φιλικού χώρου για ανάπτυξη πρωτότυπων βιοκοινωνιών μέσα στο σώμα του έργου προστασίας, καθώς οι κατασκευές από Reef-ball παρουσιάζουν μεγάλη διαπερατότητα.

Δεν είναι όμως όλες οι χαμηλής στέψης κατασκευές (LCS), τύπου πρισματικής λιθορριπής. Μερικές φορές επιλέγονται κατασκευές με λεία επιφάνεια θωράκισης, στεγανές και αδιαπέρατες, οι οποίες π.χ. καλύπτονται από ασφαλικές στρώσεις πλήρωσης κενών ή στις οποίες η θωράκιση τους γίνεται με έτοιμα μπλόκια από σκυρόδεμα όπως οι κρηπιδότοιχοι σε παράκτια έργα θωράκισης.



ΕΙΚΟΝΑ 2.4 Τεχνητός ύφαλος τύπου Reef-ball (HSAR)

Πρώτα από όλα η κυματική μετάδοση είναι μεγαλύτερη για το ίδιο ύψος στέψης σε σχέση με τις κατασκευές από λιθορριπή, απλά και μόνο καθώς δεν υπάρχει απόσβεση της κυματικής ενέργειας λόγω τριβής και διήθησης μέσω του πορώδους σώματος της κατασκευής. Κατά δεύτερο λόγο προκύπτει μικρότερη ή καθόλου επίδραση του πλάτους στέψης της κατασκευής στην εν λόγω απόσβεση της κυματικής ενέργειας, εκτός ίσως από τις πλήρως βυθισμένες (ύφαλες) κατασκευές με πολύ όμως ευρεία στέψη, ώστε να προκληθεί σίγουρα έντονη θραύση του επερχόμενου κυματισμού πάνω από αυτές. Αυτή όμως η περίπτωση δεν συναντάται συχνά ως σχεδιαστική λύση καθώς τα ασφάλτινα και σκυροδεμάτινα κρηπιδώματα κατασκευάζονται εν ξηρώ και όχι μέσα στην θάλασσα.

2.3. Φαινόμενα γύρω από Ύφαλο Κυματοθραύστη

Όπως έχει προαναφερθεί οι Υ. Κ. χρησιμοποιούνται για να μειώσουν την επερχόμενη κυματική ενέργεια σε μια παράκτια ζώνη και συνεκδοχικά αποσκοπούν στην μείωση της μεταφοράς ιζήματος και της δυνητικής παράκτιας διάβρωσης στα κατάντι (στην υπήνεμη πλευρά) του κυματοθραύστη. Ταυτόχρονα με τέτοιου τύπου

κατασκευές εξασφαλίζεται η διατήρηση της αισθητικής και της περαιτέρω τουριστικής αξίας της παράκτιας ζώνης.

Ο λειτουργικός σχεδιασμός κυματοθραυστών χαμηλής στέψης απαιτεί ακριβείς προβλέψεις της κυματικής μετάδοσης (wave transmission) και της ανύψωσης της μέσης στάθμης ηρεμίας λόγω κυμάτων (wave set-up) στις περιοχές υπό προστασία.

Οι παρούσες μέθοδοι υπολογισμού του συντελεστή κυματικής μετάδοσης K_t προέρχονται από στοιχεία τα οποία έχουν προκύψει από διάφορες πειραματικές διατάξεις σε διαφορετικά εργαστήρια, με αποτέλεσμα οι διαφορές στις διαδικασίες ανάλυσης να αποφέρουν διαφορετικά αποτελέσματα. Εξάλλου ο ρόλος που διαδραματίζουν διάφορες παράμετροι ανάλυσης, όπως η διαπερατότητα, το πλάτος στέψης και το βάθος στο οποίο τοποθετείται η κατασκευή δεν έχουν διευκρινιστεί ακόμη πλήρως με αποτέλεσμα να λαμβάνονται υπόψη με διαφορετικά βάρη επιρροής στη διαμόρφωση του αναλυτικού τύπου για τον K_t , για την εκάστοτε διάταξη.

Παρακάτω δίνονται αρκετές αναλυτικές εκφράσεις για τον σχεδιασμό Υ. Κ. που αφορούν πρώτα την ευστάθεια και κατά κύριο λόγο την μετάδοση κυματισμού πάνω από Υ. Κ. από λιθορριπή, λαμβάνοντας υπόψη το ύψος και πλάτος της στέψης, το ύψος και την κλίση του επερχόμενου κύματος. Η εφαρμογή των εκάστοτε εκφράσεων περιορίζεται από όρια ισχύος τα οποία καθορίζονται ανάλογα με τα προαναφερθέντα πειράματα από τα οποία προκύπτουν.

Παρόλα αυτά τέτοιες εμπειρικές σχέσεις παρέχουν περιορισμένη πληροφορία αναφορικά με την κατανομή του ρυθμού με τον οποίο καταστρέφεται η κυματική ενέργεια πάνω από ένα έργο παράκτιας προστασίας. Κανείς μπορεί να υπολογίσει μόνο μια μέση τιμή της ενεργειακής σκέδασης κάνοντας χρήση του συντελεστή κυματικής μετάδοσης K_t . Αυτή η προσέγγιση προϋποθέτει ότι η θραύση ταυτόχρονα σε όλο το εύρος της στέψης του Υ. Κ., πράγμα το οποίο απέχει από την παραγματικότητα και οδηγεί τελικά σε λανθασμένες εκτιμήσεις όσο αφορά στην κλίση της κυματικής ακτινοβολίας και της αντίστοιχης κυματικής ροής επί του Υ. Κ. και ειδικότερα στο ακρομώλιό του, όπου και το φαινόμενο της περίθλασης συμμετέχει καθοριστικά στην εξέλιξη του κυματικού πεδίου.

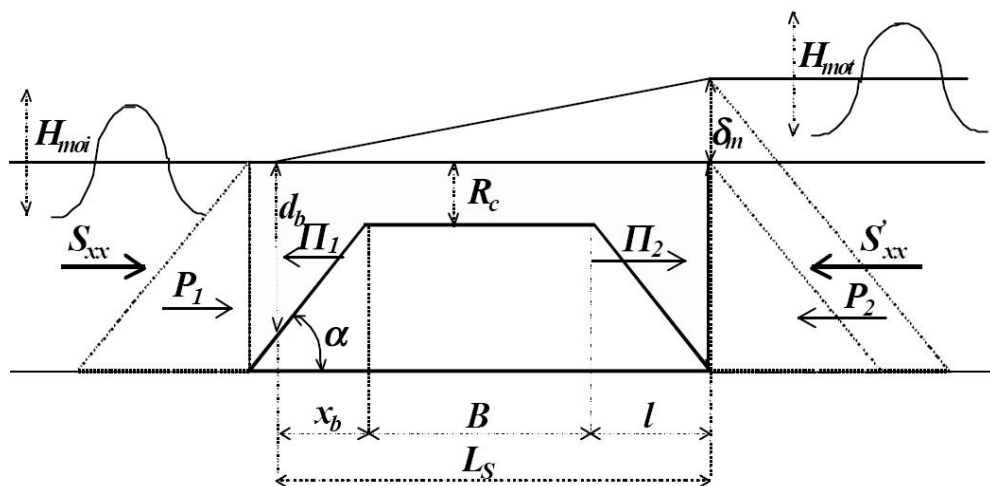
Η μείωση της κυματικής ενέργειας κατάντι ενός Υ. Κ. είναι αποτέλεσμα διαφόρων μηχανισμών, όπως η θραύση των κυμάτων, η τριβή στον πυθμένα και η ροή σε πορώδες μέσο. Από αυτούς η θραύση φαίνεται να παίζει το σημαντικότερο ρόλο. Παρόλο όμως που έχουν εξελιχθεί μοντέλα θραύσης για παράκτιες ζώνες (κυρίως με ήπιες κλίσεις), αυτά δεν εφαρμόζονται άμεσα σε προβλήματα με

παρουσία Υ. Κ. Ο Johnson (2006) καλιμπράρει ένα τέτοιο μοντέλο που έχει παραχθεί από τους Battjes & Janssen (1978) σε σχέση με εργαστηριακές μετρήσεις και συνακόλουθα παρέχει μία απλή σχέση υπολογισμού της θραύσης των κυμάτων λόγω ρήγωσης, η οποία μπορεί να χρησιμοποιηθεί στα μοντέλα περιγραφής της κυματικής κυκλοφορίας γύρω από Υ. Κ.

Ανάλογα με το ύψος της στέψης του κυματοθραύστη από τον πυθμένα της θάλασσας και αν αυτό βρίσκεται κοντά, πάνω ή κάτω της ΜΣΗ, τέτοιου είδους κατασκευές καθορίζεται αν θα υποστούν υπερπήδηση ή απλά το κύμα θα διαδοθεί στα κατάντι τους. Είναι φανερό ότι αν το ύψος της στέψης είναι χαμηλό, η κυματική ενέργεια διέρχεται πάνω από την ύφαλη κατασκευή. Αυτό το τελευταίο φέρνει στην επιφάνεια δύο ακόμα φαινόμενα:

- Κατά πρώτον η θωράκιση στο προσήνεμο πρηνές μπορεί να γίνει με ελαφρύτερους, άρα μικρότερους ογκόλιθους σε σύγκριση με κυματοθραύστες που δεν επιτρέπουν ή επιτρέπουν οριακά την υπερπήδηση του κυματισμού, καθώς οι δυνάμεις που αναπτύσσονται κατά την αναρρίχηση και την κατάκλυση της θαλάσσιας στάθμης είναι μικρότερες.
- Κατά δεύτερον τόσο η στέψη όσο και η υπήνεμη παρειά του κυματοθραύστη πρέπει να θωρακίζονται έναντι των δυνάμεων που αναπτύσσονται λόγω μετάδοσης ή υπερπήδησης του κυματισμού. Συνήθως εφαρμόζεται η ίδια θωράκιση ανάντι, πάνω και κατάντι της στέψης του Υ. Κ. Οι αναλυτικοί τύποι που δίνονται παρακάτω αφορούν ως επί το πλείστον σε κατασκευές από λιθορριπή με φυσικούς ογκόλιθους και όχι από μονάδες θωράκισης από σκυρόδεμα.

Ένα άλλο σημαντικό φαινόμενο όσον αφορά στην απόδοση των αποσπασμένων Υ. Κ. είναι η ανύψωση της ελεύθερης επιφάνειας λόγω κυμάτων (set-up) [Diskin et al. (1970), Dalrymple et al. (1971), Loveless et al. (1994)]. Η παρουσία του ύφαλου εμποδίου μπορεί στην πράξη να δημιουργήσει μια αύξηση του πιεζομετρικού φορτίου κατάντι της κατασκευής (Εικ.1.5) και πιθανώς να προκαλέσει ανάπτυξη υπολογίσιμου κατά μήκος της ακτής (κμα) ρεύματος στην παράκτια ζώνη. Αυτό μπορεί να αυξήσει τελικά την διάβρωση της ακτής αντί να συνδράμει εναντίον της, όπως είναι το ζητούμενο.



ΕΙΚΟΝΑ 2.5 Ανόψωση της ελεύθερης επιφάνειας κατόντι Υ. Κ. (set-up)

2.4 Ευστάθεια Ύφαλου Κυματοθραύστη

Η ανάλυση ευστάθειας (stability analysis) που συντάξε ο Ahrens (1987, 1989) και ο Van der Meer (1990) επικεντρώθηκαν στη μεταβολή του ύψους στέψης της κατασκευής λόγω κυματικής όχλησης. Ο Ahrens καθόρισε έναν αριθμό αδιάστατων παραμέτρων που περιγράφουν τη συμπεριφορά της κατασκευής, με κυρίαρχο τον δείκτη σχετικής μείωσης του ύψους στέψης h_c/h_c' , το οποίο είναι ο λόγος του αρχικού ύψους της κατασκευής h_c προς το τελικό h_c' με όρια τιμών $0 < h_c/h_c' < 1$.

Το ύψος κύματος μπορεί να χαρακτηριστεί από την εξής έκφραση, η οποία ονομάζεται και αριθμός ευστάθειας (stability number) N_s :

$$N_s = \frac{H_s}{\Delta D_{n50}} \quad (2.1)$$

όπου

H_s = σημαντικό ύψος κύματος, $H_s=H_{1/3}$ ή H_{m0} ($H_{m0}=\sqrt{4m_0}$)

Δ = σχετική πυκνότητα, $\Delta=(\rho_a/\rho_w)-1$

ρ_a = πυκνότητα ογκολίθου θωράκισης

ρ_w = πυκνότητα νερού

D_{n50} = ονομαστική διάμετρος ογκολίθου, $D_{n50}=(M_{50}/\rho_a)^{1/3}$

M_{50} = μέση μάζα ογκολίθου (το 50% της καμπύλης κατανομής μάζας στην κοκκομετρική διαβάθμιση)

m_θ = μηδενική ροπή του ενεργειακού φάσματος κυμάτων

Επειδή όμως μεγαλύτερες περίοδοι προκαλούν μεγαλύτερες μετατοπίσεις υλικού εισήγαγε το φασματικό αριθμό ευστάθειας, N_s^* ως εξής:

$$N_s^* = \frac{H_s^{2/3} L_p^{1/3}}{\Delta D_{n50}} \quad (2.2)$$

L_p = μήκος κύματος από θεωρία Airy, για περίοδο T_p που αντιστοιχεί στην κορυφή του ενεργειακού φάσματος και βάθος θάλασσας, το βάθος στον πόδα της κατασκευής.

Εύκολα βλέπει κανείς ότι ισχύει:

$$N_s^* = \frac{H_s}{\Delta D_{n50}} \frac{1}{S_p^{1/3}} = \frac{N_s}{S_p^{1/3}} \quad (2.3)$$

όπου

$S_p =$ τοπική κλίση κύματος με $S_p = H_s/L_p$

Κατά τη διάρκεια των πειραμάτων τους οι Ahrens (1987, 1989), Allsop (1983), Powell & Allsop (1985) εξέτασαν κατασκευές με τη στέψη τους ακριβώς στην ή λίγο πάνω από την ΜΣΗ. Μόνο ο Van der Meer (1988) και οι Gilver & Sørensen (1986) πήραν υπόψη τους στέψεις κάτω της ΜΣΗ. Η παρακάτω δε σχέση για την ευστάθεια Υ. Κ. ισχύει μόνο για κλίσεις πρανών από 1:1.5 έως 1:2.5.

Η ευστάθεια Υ. Κ. φαίνεται να είναι εξαρτώμενη μόνο από τον δείκτη σχετικής μείωσης του ύψους στέψης h_c/h_c' , το επίπεδο αστοχίας S και τον φασματικό αριθμό ευστάθειας N_s^* . Το επίπεδο αστοχίας S αναλύεται από τον Van der Meer (1988). Εν συντομία ισχύει:

$S=0$, μηδενική αστοχία

$S=2$, αρχικό επίπεδο αστοχίας

$S=5$, μέσο επίπεδο αστοχίας

$S=8-12$, ακραίο επίπεδο αστοχίας (ορατό φίλτρο, μη αποδεκτή κατάσταση)

Η τελική μορφή της έκφρασης Van der Meer (1990) που παρέχει τη σχέση ανάμεσα σε διάφορες παραμέτρους που αφορούν την ευστάθεια ενός Υ. Κ. δίνεται ως εξής:

$$\frac{h_c'}{h} = (2.1 + 0.1S) \exp(-0.14N_s^*) \quad (2.4)$$

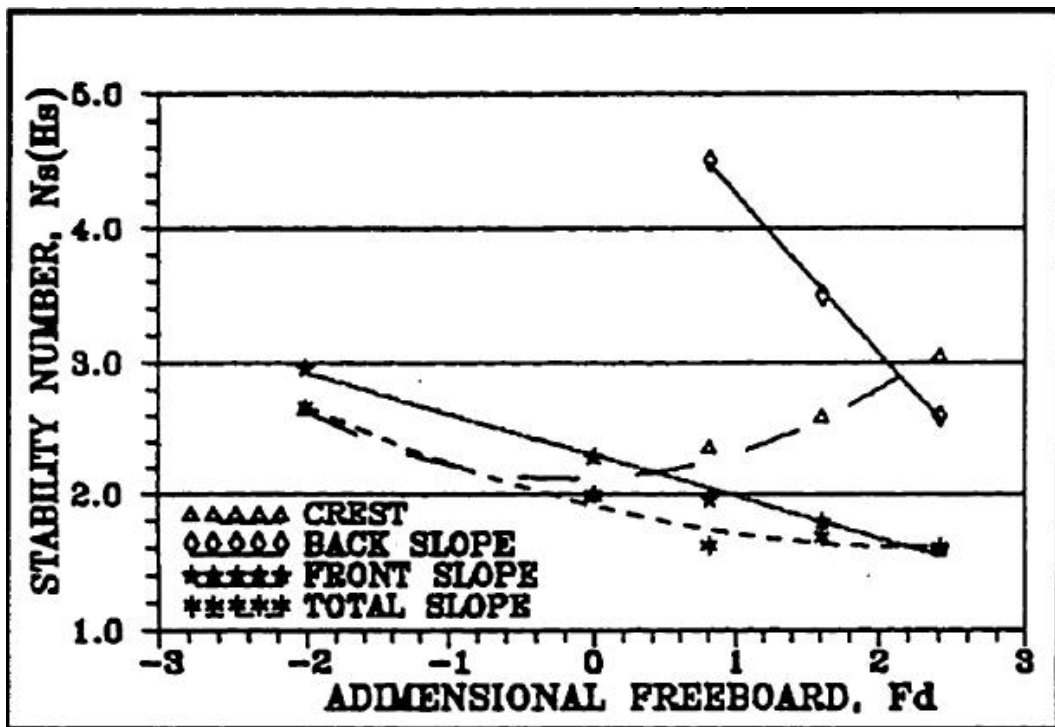
η οποία για δεδομένες τιμές ύψους στέψης h_c' , βάθος θάλασσας h , επιπέδου αστοχίας S , ύψους κύματος H_s και περιόδου T_p δίνει την απαιτούμενη τιμή για το D_{n50} και συνακόλουθα για το βάρος ογκολίθου M_{50} . Ο όρος $(2.1+0.1S)$ αποτελεί στοχαστική μεταβλητή με τιμή τυπικής απόκλισης 0.35, δίνοντας νέα τιμή υπολογισμού $2.1 \pm 1.64 \times 0.35$ για το 90% των περιπτώσεων εφαρμογής.

Ανάλυση της ευστάθειας Υ. Κ. και κυματοθραυστών χαμηλής στέψης από λιθορριπή συντάξαν επίσης και οι Vidal et al. (1993). Έστησαν τρισδιάστατα (3-D) πειράματα και εστίασαν στην ευστάθεια των ογκολίθων θωράκισης για τέσσερις υποτιθέμενες περιοχές: τη στέψη, την ανάντη παρειά, την κατόντη παρειά και για όλη τη διατομή. Τα αποτελέσματα δίνονται ξεχωριστά για κάθε περιοχή εκτιμώντας τον κλασσικό αριθμό ευστάθειας (stability number) N_s λόγω του ανηγμένου αδιάστατου

μεγέθους του σχετικού ελεύθερου ύψους (relative freeboard) F_d τα οποία δίνονται από τις εξής εκφράσεις:

$$N_s = \frac{H_s}{\Delta D_{n50}} \quad \text{και} \quad F_d = \frac{F}{D_{n50}} \quad (2.5)$$

Ένα παράδειγμα καμπυλών σχεδιασμού δίνεται στην Εικόνα 2.6. Η καμπύλη που αναφέρεται στην ολική διατομή αντανakλά τη συνδρομή σε αστοχία όλων των περιοχών υπό επίβλεψη και καταυτό αποτελεί την πιο κατάλληλη και συντηρητική εκτίμηση του μεγέθους των ογκολίθων. Μπορεί όμως να δώσει αξιόλογες υπερεκτιμήσεις για το τελευταίο για συγκεκριμένα τμήματα σχεδιασμού του Υ. Κ. κάτω από συγκεκριμένες τιμές σχετικού ελεύθερου ύψους F_d .



ΕΙΚΟΝΑ 2.6 Καμπύλες Ευστάθειας για Υ. Κ. από λιθορριπή (Vidal et al., 1993)

Συνεκτιμώντας τα παραπάνω επιλέγεται στην παρούσα διπλωματική εργασία η κλασική για μέθοδος του Van der Meer (1990), για τον υπολογισμό της ευστάθειας και της ονομαστικής διαμέτρου D_{n50} της θωράκισης του Υ. Κ..

3. ΜΕΤΑΔΟΣΗ ΚΥΜΑΤΙΣΜΟΥ ΚΑΙ ΕΜΠΕΙΡΙΚΕΣ ΣΧΕΣΕΙΣ ΥΠΟΛΟΓΙΣΜΟΥ

3.1. Φαινόμενο Κυματικής Μετάδοσης

Το φαινόμενο της αλληλεπίδρασης κυματισμού – έργων προστασίας κυματικής μετάδοσης πίσω από ένα ύφαλο κυματοθραύστη είναι εξαιρετικά πολύπλοκο. Αυτή η πολυπλοκότητα προκύπτει από δύο αιτίες:

- κατά πρώτον την έντονη μεταβλητότητα των περιβαλλοντικών (κλιματικών και κυματικών) συνθηκών και
- κατά δεύτερον την ταυτόχρονη επίδραση πληθώρας διεργασιών με μοναδικά, μη γραμμικά και χαοτικά χαρακτηριστικά, όπως η διήθηση σε πορώδες μέσο, η θραύση κυματισμών και η απελευθέρωση μεγαλύτερης συχνότητας ελεύθερων κυμάτων στα κατάντι του Υ. Κ.

Είναι αυτή ακριβώς η αλληλεπίδραση των διεργασιών, η οποία υποδεικνύει τον βαθμό και τον ρυθμό της κυματικής μετάδοσης σε έναν Υ. Κ. και καθορίζει την κυματική μετάδοση (transmission), την ανάκλαση (reflection) και την καταστροφή της κυματικής ενέργειας (wave energy dissipation) ως απτά μεγέθη.

Προτού όμως προχωρήσουμε στην αναλυτική περιγραφή του φαινομένου της κυματικής μετάδοσης, σε ύφαλους κυματοθραύστες είναι θεμιτό να ξεκαθαρίσουμε τις τρεις σχετικές έννοιες της αναρρίχησης (run up), της υπερπήδησης (overtopping) και της μετάδοσης (transmission) καθώς και τις μεταξύ τους διαφορές (Εικ.3.1).



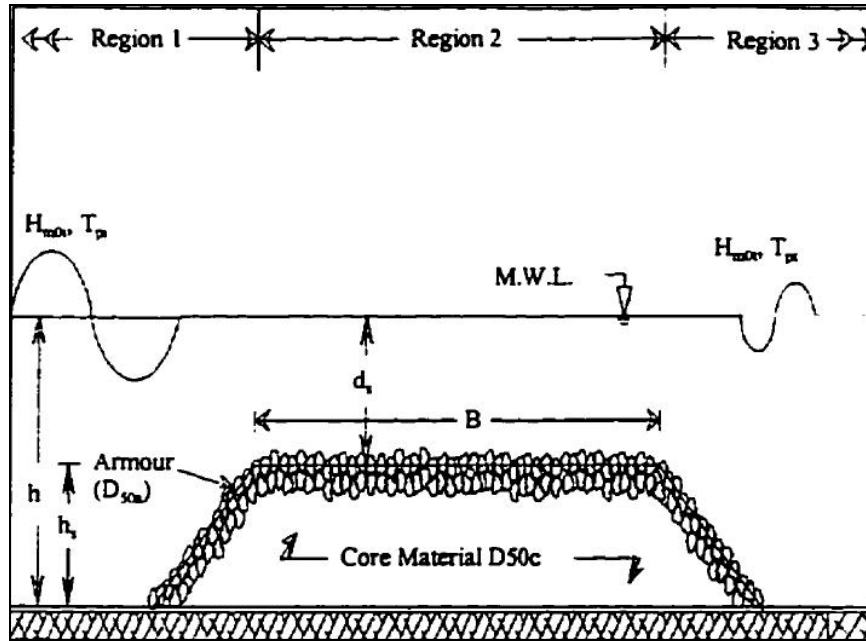
ΕΙΚΟΝΑ 3.1 Αναρρίχηση, Υπερπήδηση και Μετάδοση Κύματος σε LCS

Η αναρρίχηση της ελεύθερης επιφάνειας είναι το φαινόμενο κατά το οποίο ένα επερχόμενο κύμα συναντά μια κεκλιμένη επιφάνεια, εν είδη εμποδίου και ένα τμήμα του (συγκεκριμένα μια «γλώσσα» νερού) αναρριχάται πάνω σε αυτή. Η «γλώσσα» αυτή φτάνει ως ένα μέγιστο ύψος ανύψωσης πάνω από τη στάθμη ηρεμίας, το οποίο είναι και το ύψος αναρρίχησης (run up level). Αυτή είναι δηλ. η κατακόρυφη απόσταση της τελικής ανύψωσης πάνω από τη στιγμιαία στάθμη της επιφάνειας της θάλασσας. Όταν η στέψη της κεκλιμένης επιφάνειας βρεθεί κάτω από το επίπεδο ανύψωσης, το νερό θα μεταδοθεί πάνω από αυτή. Η μέση ποσότητα του νερού το οποίο περνά πάνω από τη στέψη ονομάζεται κυματική μετάδοση και μπορεί να ερμηνευτεί σε κυβικά μέτρα ανά τρέχον μέτρο και ανά δευτερόλεπτο ($m^3/m \cdot sec$). Συνεπώς και μπορεί να συγκριθεί με την ειδική παροχή ανά μονάδα πλάτους (q) στη ροή με ελεύθερη επιφάνεια σε ανοικτούς αγωγούς.

Στην περίπτωση που κατάντι του εμποδίου υπάρχει ανοιχτό θαλάσσιο πεδίο, οι συνολικές μάζες του νερού που μεταδίδονται μέσω του εμποδίου είτε υπερπηδώντας το (περίπτωση LCS) είτε διαδιδόμενες από πάνω του (περίπτωση αδιαπέρατου Υ. Κ.) είτε απλά διαπερνώντας το από μέσα του (περίπτωση διαπερατού έργου προστασίας), δημιουργούν ενίοτε ένα νέο κυματικό πεδίο στην προστατευόμενη περιοχή κατάντι του έργου. Τα κύματα αυτά είναι γενικά μικρότερα σε ύψος από τα επερχόμενα στα ανάντι της κατασκευής και ο λόγος των πρώτων υψών προς τα δεύτερα αποτελεί το βασικό κριτήριο εκτίμησης της κυματικής μετάδοσης πίσω από το έργο.

Στην παρούσα εργασία και εφόσον εξετάζονται μόνο Υ. Κ. από λιθορριπή το μόνο φαινόμενο που θα μας απασχολήσει είναι η συνολική κυματική μετάδοση πάνω και πίσω από τέτοιου τύπου έργα και όχι ξεχωριστά η αναρρίχηση ή η υπερπήδηση οι οποίες αφορούν πρώτιστα έξαλα έργα προστασίας χαμηλής στέψης ή συμβατικούς κυματοθραύστες. Οι σχεδιαστικές κυρίαρχες παράμετροι σχετιζόμενες με την κυματική μετάδοση είναι λίγο πολύ, η γεωμετρία της ύφαλης κατασκευής, η διαπερατότητά της, το ελεύθερο ύψος θάλασσας πάνω από το ύψος στέψης του Υ. Κ., το πλάτος της στέψης του έργου, η επιφανειακή τραχύτητα της θωράκισης, το βάθος της θάλασσας στην περιοχή του έργου και οι υδραυλικές περιβαλλοντικές συνιστώσες του ύψους και της περιόδου των κυματισμών καθώς και η σύνθετη/φασματική (irregular/spectral) ή μονοχρωματική (regular) φύση τους.

Οι βασικές φυσικές διεργασίες που λαμβάνουν χώρα κατά τη διάδοση κυματισμών κατάντι ύφαλων κυματοθραυστών μπορούν γενικά να χωριστούν σε 3 περιοχές επί του Υ.Κ. και είναι οι ακόλουθες (Εικ.3.2):



ΕΙΚΟΝΑ 3.2 Τρεις περιοχές ενδιαφέροντος σε Υ.Κ.

Η 1η βρίσκεται στο προσήνεμο πρηνές της κατασκευής. Σε αυτή το επερχόμενο κυματικό πεδίο είναι από τη φύση του σύνθετο, φασματικό και χωρικά και χρονικά μεταβλητό. Τα φαινόμενα της ρήξης και της διάθλασης επιδρούν πάνω σε αυτό με αποτέλεσμα την δημιουργία δεσμευμένων αρμονικών κυμάτων (Beji & Battjes, 1993). Μερική δε από την επερχόμενη κυματική ενέργεια ανακλάται και η ανάκλαση αυτή εξαρτάται άμεσα από το πόσο βυθισμένη είναι η στέψη σε σχέση με τη ΜΣΗ (Ahrens, 1987; Van Der Meer, 1991). Κατά κάποιο τρόπο είναι εξαρτώμενη και από την κλίση του ανάντι πρηνούς του Υ.Κ. (Dattari et al., 1979). Επίσης παρατηρείται πιθανώς απαρχή ή ακόμα και ξεκάθαρη θραύση των επερχόμενων κυμάτων, η οποία επηρεάζεται άμεσα από την κλίση του προσήνεμου πρηνούς και τη μεταβολή του βάθους στην περιοχή (Smith & Kraus, 1990). Άλλα φαινόμενα όπως η εμφάνιση υψών κυμάτων χαμηλών συχνοτήτων, αποδίδεται πιθανώς στην αλληλεπίδραση των επερχόμενων περιορισμένων κυματισμών με ένα ρεύμα που προκαλείται από την ανύψωση της στάθμης της θάλασσας (set-up) πίσω από τον Υ.Κ. (Petti & Ruol, 1991, 1993; Liberatore & Petti, 1993).

Η 2η περιοχή ενδιαφέροντος εντοπίζεται επί της στέψης του κυματοθραύστη. Σε αυτήν, ενέργεια από τις θεμελιώδεις συχνότητες μεταφέρεται στην περιοχή με υψηλότερες συχνότητες (Driscoll, Dalrymple & Grilli, 1993). Οι Beji & Battjes (1993) περιγράφουν αυτό το φαινόμενο [για μακρά κύματα διαδιδόμενα (propagating long waves) πάνω από ύφαλο εμπόδιο] ως μια απότομη ροή ενέργειας από το

πρωταρχικό κύμα σε πιο υψίσυχνες αρμονικές το οποίο δημιουργεί μία «ουρά (σκιά) διασπειρόμενων κυμάτων», τα οποία ταξιδεύουν με περίπου ίδια φασική ταχύτητα όπως τα πρωταρχικά κύματα. Στην περίπτωση δε ενός Υ. Κ., όπου η διάδοση του κύματος γίνεται σε πιο απότομη βαθυμετρία με στόχο να είναι μικρή η μετάδοση τους κατάντι, το φαινόμενο επηρεάζεται από τις διεργασίες ανάκλασης και θραύσης των κυμάτων πάνω στην στέψη. Το φαινόμενο της θραύσης είναι έντονο κατά μήκος της στέψης και όσο αυτή επιμηκύνεται, τόσο και αυτό αυξάνει. Καθώς δε η στέψη του Υ. Κ. είναι το πιο ρηχό (με μικρότερο βάθος) σημείο στην περιοχή η αντίσταση τριβής στον πυθμένα αρχίζει να επηρεάζει το κύμα, μειώνοντας το ύψος του. Αν δε ο Υ. Κ. είναι διαπερατός, μη στρωτές και τυρβώδεις ροές μέσα στο σώμα της κατασκευής επίσης μπορούν να προκαλέσουν απώλεια κυματικής ενέργειας.

Η 3η περιοχή εντοπίζεται στο κατάντι πρηνές του Υ. Κ., στην οποία παρατηρείται μετάβαση – σχετικά απότομη – από ρηχά σε βαθύτερα νερά με αποτέλεσμα οι υψίσυχνες συνιστώσες των κυματισμών που δημιουργούνται στις προαναφερθείσες περιοχές να αποχωρίζονται από τις πρωταρχικές συνιστώσες του επερχόμενου συρμού κυμάτων και να ταξιδεύουν με τη δική τους φασική ταχύτητα (Beji & Battjes, 1993). Αυτή η διαδικασία γενικά οδηγεί σε ένα ευρύ ενεργειακό φάσμα (broadband spectrum) στην υπήνεμη πλευρά του Υ. Κ. με μειωμένο χαρακτηριστικό (σημαντικό) ύψος κύματος H_{m0} και μειωμένη περίοδο κορυφής του φάσματος T_p (Peti & Ruol, 1993; Van Der Meer, 2000). Μελέτες πεδίων ταχυτήτων γύρω από Υ. Κ. αποκαλύπτουν δημιουργία στροβίλων, αποκόλληση ροής και συνακόλουθες απώλειες ενέργειας αμέσως κατάντι της στέψης του κυματοθραύστη (Ting & Kim, 1994).

Άλλα γενικά φαινόμενα που μπορεί να απαντηθούν γύρω από έναν Υ. Κ. περιλαμβάνουν μια τοπική ανύψωση της στάθμης της θάλασσας (wave set-up) στα κατάντι λόγω καθαρής ροής μάζας νερού πάνω από τη στέψη της κατασκευής και αλληλεπιδράσεις κύματος – ρεύματος, καθώς δημιουργείται ένα ρεύμα επιστροφής (Petti & Ruol, 1991) ή ανάμεσα στο διάκενο αποσπασμένων διαχωρισμένων κυματοθραυστών (Fulford, 1985).

Για αυτό το λόγο γίνεται κατανοητό ότι υπάρχουν αρκετοί παράγοντες συνδεδεμένοι με τη φύση του επερχόμενου κυματικού πεδίου, τη γεωμετρία του κυματοθραύστη και την τοπική βαθυμετρία που μπορούν να επηρεάσουν την μεταβολή του κύματος και την τελική διάδοση, τη μετάδοση, την ανάκλαση και την απώλεια κυματικής ενέργειας σε έναν Υ. Κ. Μέτρο εκτίμησης της κυματικής μετάδοσης μπορεί να αποτελέσει ο συντελεστής κυματικής μετάδοσης K_t , ο οποίος

ορίζεται ως ο λόγος του μεταδιδόμενου ύψος κύματος H_t κατάντι του Υ. Κ. προς το επερχόμενο ύψος κύματος H_i ανάντι της κατασκευής.

Φυσικές και αριθμητικές διερευνήσεις έχουν γίνει στο παρελθόν στην προσπάθεια να εκτιμηθούν τα παραπάνω. Μια γενική ιστορική ανασκόπηση καθώς και διεξοδική παρουσίαση και αξιολόγηση αυτών των προσπαθειών και των αποτελεσμάτων τους γίνεται σε επόμενες παραγράφους.

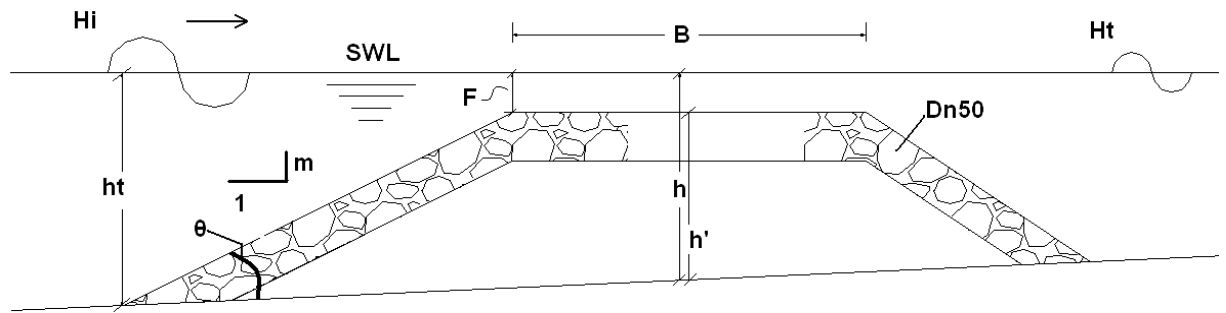
3.2. Παράμετροι Επιρροής Κυματικής Μετάδοσης σε Ύψαλους Κυματοθραύστες

Καθοριστικής σημασίας μέγεθος, όπως έχει προαναφερθεί, για την εκτίμηση του φαινομένου της κυματικής μετάδοσης κατάντι ύψαλου κυματοθραύστη αποτελεί ο συντελεστής κυματικής μετάδοσης K_t , ο οποίος ορίζεται ως:

$$K_t = \frac{H_t}{H_i} \quad (3.1)$$

όπου H_t το μεταδιδόμενο ύψος κύματος κατάντι και H_i το επερχόμενο ύψος κύματος ανάντι της κατασκευής.

Ένας μεγάλος αριθμός εργαστηριακών πειραμάτων 1-D, 2-D, 3-D σε πρότυπα κανάλια (flumes), δεξαμενές (basins) και σε πραγματικό πεδίο έχουν διεξαχθεί στο παρελθόν με στόχο να ποσοτικοποιήσουν τον συντελεστή μετάδοσης K_t . Αυτή η έρευνα σε συνδυασμό με στατιστικές μεθόδους και διαστατική ανάλυση έχει παράγει μια πλειάδα ημι-εμπειρικών τύπων που χρησιμοποιούνται ευρέως σε εφαρμογές σχεδιασμού Υ. Κ. Εντούτοις, υπάρχουν περιορισμοί ξεχωριστά για κάθε έκφραση οι οποίοι συναρτώνται με τις διαφορετικές κάθε φορά εργαστηριακές συνθήκες και το εύρος τιμών των δεδομένων εισαγωγής για τη διεξαγωγή των πειραμάτων. Οι φυσικές παράμετροι (μεταβλητές) που επηρεάζουν με τον ένα ή τον άλλο τρόπο το συντελεστή μετάδοσης K_t παρουσιάζονται στο ακόλουθο σκαρίφημα και είναι οι εξής:



ΕΙΚΟΝΑ 3.3 Καθορισμός Φυσικών Μεταβλητών προβλήματος

B : πλάτος στέψης του κυματοθραύστη (crest width)

F : ελεύθερο ύψος θάλασσας (freeboard), [$F=h-h'$]

h : βάθος θάλασσας (στον άξονα της κατασκευής)

h' : ύψος κυματοθραύστη (στον άξονά του)

h_i : βάθος θάλασσας στον προσήνεμο (ανάντι) πόδα της κατασκευής

m : κλίση ανάντι πρηνούς της κατασκευής ($m=\tan\theta$)

D_{n50} : ονομαστική διάμετρος ογκολίθου θωράκισης [$D_{n50}=(M_{n50}/\rho_w)^{1/3}$]

H_i : επερχόμενο ύψος κύματος (H_{si} or H_{m0i}) (incident wave height) στον πόδα της κατασκευής

H_s : σημαντικό ύψος κύματος (significant wave height) που αντιστοιχεί στο μέσο όρο του 1/3 των μεγαλύτερων κυμάτων [$H_s=H_{1/3}$]

H_{m0} : σημαντικό ύψος κύματος (significant wave height) από φασματική ανάλυση [$H_{m0}=\sqrt{4m_0}$]

L : τοπικό μήκος κύματος (local wavelength)

T_p, L_p : περίοδος, μήκος κύματος που αντιστοιχούν στην κορυφή του φάσματος

ζ_p : αριθμός Irribaren (surf-similarity parameter) [$\zeta_p=m/\sqrt{S_p}$]

S_p : κλίση κύματος (wave steepness) [$S_p=H_i/L_p$]

S_{op} : κλίση κύματος στα βαθειά (deep water wave steepness)

Όπου $S_{op}=H_i/L_{op}=(2\pi H_i)/(gT_p^2)$.

Πρέπει να τονισθεί, προς αποφυγή παρερμηνειών, ότι στην δική μας ανάλυση το ελεύθερο ύψος θεωρείται πάντοτε θετικό ($F>0$) για ύφαλους κυματοθραύστες και αρνητικό ($F<0$) για έξαλους, με αντίστοιχη αλλαγή στα πρόσημα των εκφράσεων στις αυθεντικές πηγές από τις οποίες έχουν αντληθεί, όπου μπορεί π.χ. η τιμή του F να έχει ληφθεί αντιστρόφως.

Άλλες παράμετροι σχεδιασμού και εκτίμησης της αποτελεσματικότητας ενός Υ. Κ. είναι οι παρακάτω (αδιάστατοι) όροι, οι οποίοι προκύπτουν από αδιαστατοποίηση:

- ο βαθμός βύθισης h/h'
- το σχετικό ύψος της κατασκευής h'/h
- το σχετικό ελεύθερο ύψος F/h ή F/H_i ή F/D_{n50} ή F/B
- το σχετικό πλάτος στέψης B/h ή B/H_i ή B/D_{n50} ή B/L
- το σχετικό ύψος κύματος H_i/h ή H_i/D_{n50} ή H_i/B

και άλλες πιο πολύπλοκες εκφράσεις όπως αυτές παρατίθενται και εξηγούνται αναλυτικά παρακάτω στην παρουσίαση κάθε ημι-εμπειρικής έκφρασης ξεχωριστά.

Για να αποκτήσουμε ή να εκτιμήσουμε ένα έγκυρο και εύχρηστο μοντέλο πρόβλεψης της μετάδοσης κύματος σε Υ. Κ. είναι απαραίτητο να καθορίσουμε μία σειρά παραμέτρων που επιδρούν πάνω στο φαινόμενο.

3.2.1. *Επερχόμενο Ύψος Κύματος*

Το πιο σημαντικό παραμετρικό μέγεθος αποτελεί το επερχόμενο ύψος κύματος (incident wave height) H_i . Στην περίπτωση σύνθετων κυματισμών εκφράζεται ως το σημαντικό ύψος κύματος H_s ή H_{m0} (significant wave height). Προφανώς τα μικρά σε ύψος κύματα περνούν πιο εύκολα πάνω από τους Υ. Κ. και δίνουν μεγαλύτερους συντελεστές μετάδοσης από ότι τα υψηλά κύματα. Εκτός όμως του άμεσου καθορισμού του συντελεστή κυματικής μετάδοσης K_t ($K_t = H_{st}/H_{si}$), το μέγεθος του ύψους του επερχόμενου κύματος H_i καθορίζει αν άλλα συναφή μεγέθη όπως η διάμετρος των ογκολίθων θωράκισης D_{n50} , το ελεύθερο ύψος θάλασσας F πάνω από τη στέψη του Υ. Κ. ή το πλάτος στέψης B έχουν μεγάλες ή μικρές τιμές, σε σύγκριση μαζί τους.

3.2.2. *Περίοδος Επερχόμενου Κύματος*

Με τον όρο «περίοδος επερχόμενου κύματος» (incident wave period), T_i συνήθως εννοούμε στην ανάλυσή μας την περίοδο του κύματος που αντιστοιχεί στην κορυφή του ενεργειακού φάσματος, T_p (peak spectral period), δηλ. $T_p = T_{pi}$. Είναι δε γεγονός ότι μεγαλύτερες περιόδους, T_p , δίνουν μικρότερες (ηπιότερες) κλίσεις, S_p , για σταθερό ύψος κύματος.

Για ημιδιαπερατές ύφαλες κατασκευές από λιθορριπή, κύματα με μεγαλύτερες περιόδους διαδίδονται ευκολότερα μέσα και πάνω από αυτές, επομένως δίνουν μεγαλύτερους συντελεστές K_r . Ο Van der Meer (1990) κατέληξε ότι τα μακρά κύματα διαδίδονται σχεδόν ανέπαφα, ενώ οι $Y. K.$ επηρεάζουν κυρίως τα βραχέα κύματα.

Φαίνεται ότι η αναλογία ανάμεσα στην περίοδο που αντιστοιχεί στην κορυφή του φάσματος του επερχόμενου κυματισμού και σε αυτή του μεταδιδόμενου είναι πάντοτε περίπου ίση με μονάδα (Winter, 1993). Αυτό σημαίνει ότι η συχνότητα κορυφής του φάσματος δεν αλλάζει όταν τα κύματα διαδίδονται πάνω από έναν $Y. K.$ Αυτό δεν ισχύει για την περίοδο του σημαντικού κύματος T_s (significant wave period) και τη μέση περίοδο T_{m02} , διότι αυτές μεταβάλλονται με τα ύψη κύματος. Ο Winter (1993) κατέδειξε ότι για $Y. K.$ η κυματική ενέργεια μετατοπίζεται από χαμηλές σε υψηλότερες συχνότητες.

Οι Beji & Battjes (1993) τονίζουν ότι ο πιο σημαντικός φυσικός μηχανισμός είναι η ενίσχυση των δεσμευμένων συχνοτήτων (bound harmonics) κατά την διάρκεια της ρήχωσης (shoaling) και η αντίστοιχη απελευθέρωση τους στη βαθύτερη περιοχή μόλις κατάντι του κυματοθραύστη. Η διαδικασία της θραύσης καταστρέφει ένα κομμάτι της συνολικής κυματικής ενέργειας, όμως δεν επηρεάζει τη μορφή του φάσματος εκτός από το ότι το αποκλιμακώνει, μικραίνει δηλ. το μέγεθός του (την κλίμακά του), χωρίς να αλλοιώνει τη μορφή του. Δηλαδή η ξαφνική βάθυνση [«αντι-ρήχωση» (de-shoaling)] των νερών κατάντι του $Y. K.$ προκαλεί αποσύνδεση των δεσμευμένων ανάντι συχνοτήτων το οποίο ισοδυναμεί με την απελευθέρωση διαφόρων ξεχωριστών αποσυζευγμένων μικρότερου εύρους κυμάτων. Αυτό έχει σαν αποτέλεσμα την ανακατανομή της συνολικής ενέργειας καθορίζοντας την τελική μορφή του φάσματος προς την πλευρά («μπάντα») των βραχύτερων κυμάτων, δηλ. προς υψηλότερες συχνότητες. Η εν λόγω αποσυσχέτιση των συχνοτήτων και η ανακατανομή της ενέργειας θα είναι μεγαλύτερη όταν τα επερχόμενα κύματα είναι μακρύτερα. Αυτό συμβαίνει γιατί τα μακρά κύματα αναπτύσσουν περισσότερες και εντονότερες δεσμευμένες συχνότητες κατά τη φάση της ρήχωσης από ότι τα βραχέα κύματα.

Αυτή η διάσταση του προβλήματος παίζει σπουδαίο ρόλο στην πρόβλεψη της μεταβολής της ακτογραμμής, της μορφολογίας της παράκτιας ζώνης και της αναμόρφωσης των κυμάτων ειδικά σε περιπτώσεις όπου υπάρχουν μεγάλες τιμές αναπτύγματος πελάγους (fetch) κατάντι των κατασκευών (Van der Meer et al., 2000). Οι Van der Meer et al. (2000) τέλος παρέχουν και μια απλή αναπαράσταση της

ενεργειακής μεταβολής λόγω Υ. Κ. Ανάλυση και έρευνα σε αυτό το πεδίο είναι ακόμα υπό εξέλιξη.

3.2.3. Γωνία Διάδοσης Επερχόμενου Κύματος

Σύμφωνα με τους Van der Meer et al. (2004) η επίδραση της γωνίας διάδοσης του επερχόμενου κύματος (angle of incidence), β και κατ' επέκταση της γωνίας πρόσκρουσης του μετώπου των επερχόμενων κυμάτων στον κάθετο άξονα του έργου εξαρτάται από τη διαπερατότητα αυτού. Έχουμε δηλ. οριακή ως μηδενική επιρροή αυτής της παραμέτρου στις διαπέρατες κατασκευές, ενώ για τις αδιαπέρατες έχουμε μια σχετική επίδραση της γωνίας πρόσκρουσης. Για τις τελευταίες ο συντελεστής κυματικής μετάδοσης K_t μειώνεται όσο αυξάνεται η γωνία πρόσκρουσης. Συγκεκριμένα οι Van der Meer et al. (2003) προτείνουν για κυματοθραύστες χαμηλής στέψης από λιθορριπή ότι η γωνία του μετώπου με την κατασκευή του μεταδιδόμενου κύματος είναι περίπου το 80% της γωνίας πρόσκρουσης του επερχόμενου κύματος ($\beta_t = 0.8 \cdot \beta_i$).

Για ήπιες, λείες και αδιαπέρατες κατασκευές $\beta_t = \beta_i$ για $\beta_i \leq 45^\circ$ και $\beta_t = 45^\circ$ για $\beta_i \geq 45^\circ$.

Συνολικά για κυματοθραύστες από λιθορριπή καταλήγουν στο συμπέρασμα ότι η γωνία εφόρμησης του μετώπου του επερχόμενου κύματος προς τον άξονα της κατασκευής έχει οριακή ως μηδενική επίδραση στον υπολογισμό του συντελεστή κυματικής μετάδοσης K_t . Μόνο περιορισμό σε αυτό αποτελεί το γεγονός ότι τα πειράματα στα οποία βασίζεται η προηγούμενη ανάλυση και συμπεράσματα αφορούν ύφαλες κατασκευές και χαμηλής στέψης με σχετικά στενό πλάτος στέψης, δηλαδή μικρό B .

3.2.4. Ελεύθερο Ύψος Θάλασσας

Το ελεύθερο ύψος θάλασσας πάνω από τη στέψη (crest freeboard), F αποτελεί την κατακόρυφη απόσταση ανάμεσα στην ελεύθερη επιφάνεια της θάλασσας και τη στέψη του κυματοθραύστη. Θεωρείται από όλους τους ερευνητές ως η πιο σημαντική κρίσιμη παράμετρος για τον υπολογισμό του K_t , όπου ως σχετικό ελεύθερο ύψος (relative freeboard) ορίζουμε το λόγο του ελεύθερου ύψους προς το ύψος του επερχόμενου κύματος, F/H_i .

3.2.5. Πλάτος στέψης

Προηγούμενες μελέτες, συμπεριλαμβανομένου και του προγράμματος DELOS, αναδεικνύουν το ρόλο που παίζει το πλάτος στέψης (crest width) B στον υπολογισμό του K_t , ως εξής:

ένα ευρύτερο (μεγαλύτερο) πλάτος στέψης B μειώνει την κυματική μετάδοση άρα και το K_t (Briganti et al., 2003). Οι Van der Meer & Daemen (1994) διασαφηνίζουν ότι για τις αμιγώς ύφαλες κατασκευές, όσο αυξάνει το σχετικό πλάτος στέψης B/H_t , τα κύματα αναγκάζονται να θραυτούν με συνέπεια περισσότερη ενέργεια να καταστρέφεται πάνω στη στέψη οδηγώντας σε χαμηλότερες τιμές του συντελεστή K_t .

3.2.6. Κλίση πρανών

Το προσήνεμο πρανές του κυματοθραύστη επηρεάζει τη μετάδοση του κύματος πάνω από αυτόν, εφόσον καθορίζει τον τύπο θραύσης του κύματος ανάλογα με την κλίση του. Η κλίση του πρανούς (structure slope) m συμμετέχει στον υπολογισμό του αριθμού Irribaren ξ , ο οποίος με τη σειρά του επηρεάζει τον συντελεστή K_t (D'Angremond et al., 1996). Γενικά σε ηπιότερες κλίσεις πρανών παρατηρείται μεγαλύτερη απώλεια κυματικής ενέργειας λόγω θραύσης από ότι σε πιο απότομες. Το φαινόμενο αυτό γίνεται εντονότερο όσο πιο κοντά στην θαλάσσια επιφάνεια είναι η στέψη του έργου.

Αντίστοιχα το υπήνεμο πρανές του κυματοθραύστη, όσο πιο ήπια κλίση έχει, τόσο συνεισφέρει στην περαιτέρω απώλεια της ενέργειας, λόγω τριβής στον τραχύ πυθμένα κυρίως, του μεταδιδόμενου κύματος, ενώ όσο πιο απότομο είναι ευνοεί την απελευθέρωση υψίσυχων βραχύτερων δεύτερης τάξης κυματισμών με μικρότερες περιόδους από ότι το επερχόμενο κύμα στην άναντι παρειά.

3.2.7. Πόδας της κατασκευής

Αν ο πόδας (toe of structure) άρα και όλη η κατασκευή βρίσκεται σε ρηχά νερά μπορεί η μορφή του να επηρεάσει τον κυματισμό, όμως συνήθως η χρήση του γίνεται καθαρά για τεχνικούς λόγους ευστάθειας του υλικού θωράκισης του κυματοθραύστη.

3.2.8. Τραχύτητα και Διαπερατότητα της Κατασκευής

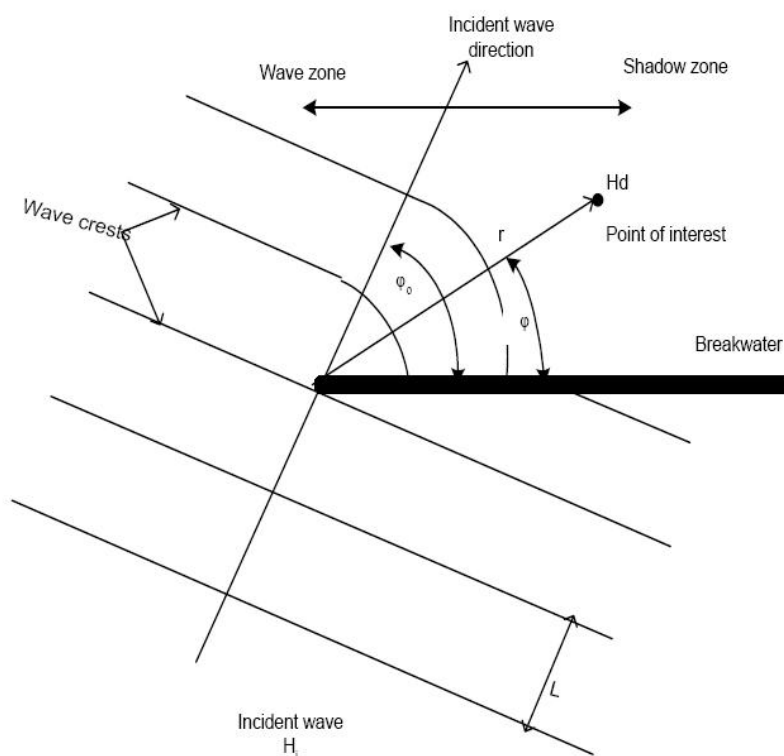
Οι έννοιες της τραχύτητας της επιφάνειας και της διαπερατότητας (surface roughness and permeability) είναι άμεσα συνδεδεμένες με την ονομαστική διάμετρο D_{n50} των ογκολίθων θωράκισης. Όσο μεγαλύτερη είναι η τελευταία τόσο πιο τραχεία και διαπερατή είναι η κατασκευή με αποτέλεσμα στις περισσότερες περιπτώσεις η απώλεια ενέργειας να είναι μεγαλύτερη. (Van der Meer & Daemen, 1994; Seabrook & Hall, 1998). Στα έργα χαμηλής στέψης (LCS) παίζουν πολύ σημαντικό ρόλο, επιδρώντας ανταγωνιστικά στα φαινόμενα υπερπήδησης και αναρρίχησης.

Στα ύφαλα έργα φαίνεται προσφάτως να επηρεάζουν εξίσου λόγω τριβής στον τραχύ πυθμένα και τυρβώδους διήθησης στην πορώδη στρώση θωράκισης (Siladharm & Hall, 2003).

Η διαπερατότητα του πυρήνα της κατασκευής δεν είναι ακόμα απολύτως ξεκάθαρο πώς επηρεάζει τη μετάδοση του κύματος σε Υ. Κ. Ένας αδιαπέρατος πυρήνας παρεμποδίζει την επέλαση των κυμάτων και τα ωθεί σε θραύση λόγω ρήγωσης, μειώνοντας τον συντελεστή μετάδοσης K_t , ενώ ταυτόχρονα ένας διαπερατός πυρήνας επιτρέπει τη διέλευση των κυμάτων μέσω του πορώδους προκαλώντας την καταστροφή ενέργειας όμως λόγω μη στρωτών, τυρβωδών ροών οι οποίες αναπτύσσονται στο εσωτερικό του Υ. Κ. Το ζήτημα χρήζει περαιτέρω έρευνας με εργαστηριακά πειράματα και αριθμητικές προσομοιώσεις.

3.2.9. Περίθλαση στο Ακρομώλιο

Οι Siladharm & Hall (2003) επανεκτίμησαν τα 2-D και 3-D πειράματα των Seabrook & Hall (1998) και πρόσθεσαν στατιστική ανάλυση στην προσπάθειά τους να προσεγγίσουν την επιρροή του φαινομένου της περίθλασης στο ακρομώλιο (diffraction at the roundhead) του Υ. Κ., καταλήγοντας σε μια αναλυτική ημ εμπειρική σχέση που λαμβάνει υπόψη τη γωνία προσέγγισης του μετώπου του κύματος ως προς τον κατά μήκος άξονα του κυματοθραύστη φ_0 αλλά και την γωνία φ του περιθλώμενου κύματος στην υπήνεμη πλευρά (σκιά) της κατασκευής, καθώς και την ακτινική απόσταση r από το ακρομώλιο, όπως αυτά φαίνονται στο ακόλουθο σχήμα (Εικ.3.4).



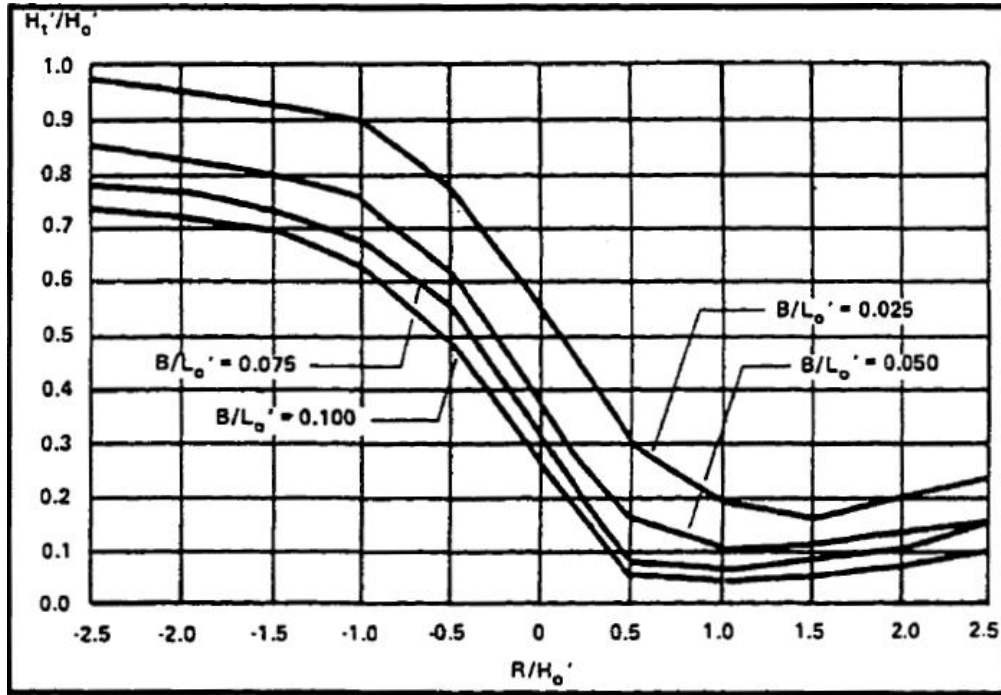
ΕΙΚΟΝΑ 3.4 Περίθλαση στο ακρομώλιο

3.3. Εμπειρικές Σχέσεις Υπολογισμού του Συντελεστή Μετάδοσης K_t

3.3.1. Πρώτες Προσπάθειες

Όπως έχει ήδη προαναφερθεί το πρόβλημα της μετάδοσης κυματικού πεδίου πίσω από Ύφαλο Κυματοθραύστη μπορεί να θεωρηθεί ως ειδική περίπτωση μιας γενικότερης: αυτής των έργων χαμηλής στέψης των οποίων η στέψη βρίσκεται πάνω από τη στάθμη της θάλασσας, αλλά πολύ κοντά σε αυτή. Αρκετές πειραματικές ερευνητικές προσπάθειες έχουν γίνει στο παρελθόν, οι οποίες οδήγησαν σε αναλυτικές ημι-εμπειρικές σχέσεις για τον συντελεστή κυματικής μετάδοσης K_t , φασματικών κατά κύριο λόγο κυματισμών, κατάντι κατασκευών χαμηλής στέψης.

Ο Tanaka (1976) διεξήγαγε πειράματα με μονοχρωματικούς κυματισμούς που περιελάμβαναν και ύφαλες και έξαλες κατασκευές με μεγάλο εύρος τιμών για το πλάτος στέψης. Ήταν δε ο πρώτος που θέσπισε καμπύλες σχεδιασμού για τον συντελεστή κυματικής μετάδοσης K_t ως εξαρτώμενο από την σχετική βύθιση F/H_i και το σχετικό πλάτος στέψης B/L . Οι καμπύλες λόγω της σχετικής βύθισης F/H_i είναι τύπου/σχήματος ανεστραμμένου S , όπως φαίνεται και στην Εικόνα 3.5.



ΕΙΚΟΝΑ 3.5 Καμπύλες Tanaka

Η πρώτη σχετικά σύγχρονη ενδελεχής μελέτη του φαινομένου έγινε από τον Seelig (1980), ο οποίος έκανε μετρήσεις της κυματικής μετάδοσης για ένα μεγάλο αριθμό από κατασκευαστικές διατομές κυματοθραυστών χαμηλής στέψης, κυρίως με συνήθη περιοδικά κύματα, αλλά και με φασματικά. Ο Seelig πρότείνει την ακόλουθη αναλυτική σχέση για τον εμπειρικό συντελεστή κυματικής μετάδοσης K_t , ο οποίος προτείνεται και από το Shore Protection Manual (SPM, 1984):

$$K_t = \left(0.51 - 0.11 \frac{B}{h'} \right) \left(1 + \frac{F}{R} \right) \quad (3.2)$$

όπου το R είναι η κυματική αναρρίχηση στο προσήνεμο πρηνές του κυματοθραύστη στην αντίστοιχη περίπτωση απουσίας όμως κατάντι κυματικής μετάδοσης. Τύπος για τον υπολογισμό του R παρέχεται από το Shore Protection Manual (SPM, 1984).

Άλλες αντίστοιχες προσπάθειες έγιναν από τον Allsop (1983) και τους Powell & Allsop (1985) για κατασκευές χαμηλής στέψης, αποτυπώνοντας τη γενικότερη υδραυλική συμπεριφορά τους, για πολύ μικρά ποσοστά αστοχίας. Στη συνέχεια οι Daemrich & Kahle (1985) έθεσαν υπό έρευνα τρεις τύπους κατασκευών, που συμπεριελάμβαναν μόνο ύφαλους και ίσαλους κυματοθραύστες και ο Ahrens (1987) σε δυναμικά ευσταθείς Υ. Κ. όπως περιγράφεται παρακάτω.

Όλα τα παραπάνω συνοψίστηκαν από τον Van der Meer (1990), ο οποίος τελικά σε συνεργασία με άλλους επιστήμονες έδωσε μία σειρά τύπων την επόμενη δεκαετία, βασισμένος στην προκαταρκτική έρευνα των προαναφερθέντων συγγραφέων και την διεξοδική ανάλυση νέων πειραμάτων, πολλά από τα οποία στα πλαίσια του χρηματοδοτούμενου από την Ευρωπαϊκή Ένωση προγράμματος **DELOS** (Environmental **DE**sign of **LO**w Crested Coastal Defense Structures) και οι οποίοι παρουσιάζονται εκτενώς στα επόμενα.

3.3.2. Ahrens (1987)

Ο πρώτος που δίνει αξιόπιστο αναλυτικό τύπο για τον συντελεστή κυματικής μετάδοσης K_t σε Υ. Κ. είναι ο Ahrens (1987), ο οποίος εξέτασε την ευστάθεια και την μετάδοση κυματισμού σε τεχνητούς υφάλους με δυναμική ευστάθεια, δηλαδή μεταβαλλόμενη γεωμετρία (σχήμα, μορφή, ύψος στέψης κ.τ.λ.). Συνεπώς το ύψος της κατασκευής, όπως αυτό εισάγεται στην παρακάτω έκφραση πρέπει να ληφθεί ίσο με το τελικό ύψος αυτής μετά την υποτιθέμενη αστοχία. Η όλη ανάλυση των πειραματικών διατάξεων και του προτεινόμενου τύπου περιλαμβάνεται και στη δημοσίευση της Hearn (1987) και δίνει την εξής έκφραση:

$$K_t = \frac{1.0}{1.0 + \left(\frac{h'}{h}\right)^{1.188} \times \left(\frac{A}{hL}\right)^{0.261} \times \exp\left[0.529\left(\frac{F}{H_i}\right) + 0.00551\left(\frac{A^{3/2}}{D_{n50}^2 L}\right)\right]} \quad (3.3)$$

όπου A είναι η επιφάνεια της διατομής του κυματοθραύστη σε m^2 και $F/H_i < 1$.

Η παραπάνω εξίσωση δεν έχει άλλους περιορισμούς στην εφαρμογή της, όμως μπορεί να μην αντιστοιχεί στην πραγματική επίδραση που έχει το σχετικό πλάτος στέψης B/L στον συντελεστή κυματικής μετάδοσης K_t .

3.3.3. Van der Meer (1990)

Ο Van der Meer (1990) μετά από επανεξέταση όλων των παραπάνω προσπαθειών κατέληξε σε μία απλή έκφραση πρόβλεψης του K_t , όπου αυτός εξαρτάται γραμμικά και μόνο από το σχετικό ελεύθερο ύψος F/H_i .

$K_t = 0.8$, για $1.13 < F/H_t < 2.0$

$$K_t = 0.46 + 0.3 \frac{F}{H_t}, \text{ για } -1.2 < F/H_t < 1.13 \quad (3.4)$$

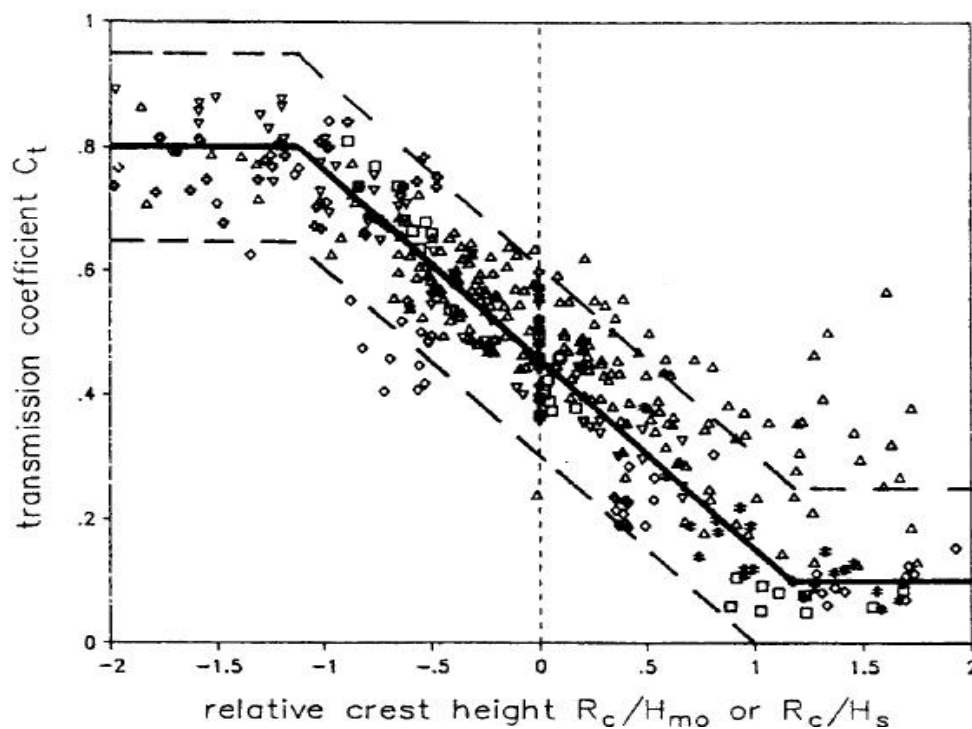
$K_t = 0.1$, για $-2.0 < F/H_t < -1.2$

όπου $F > 0$ για Υ. Κ.

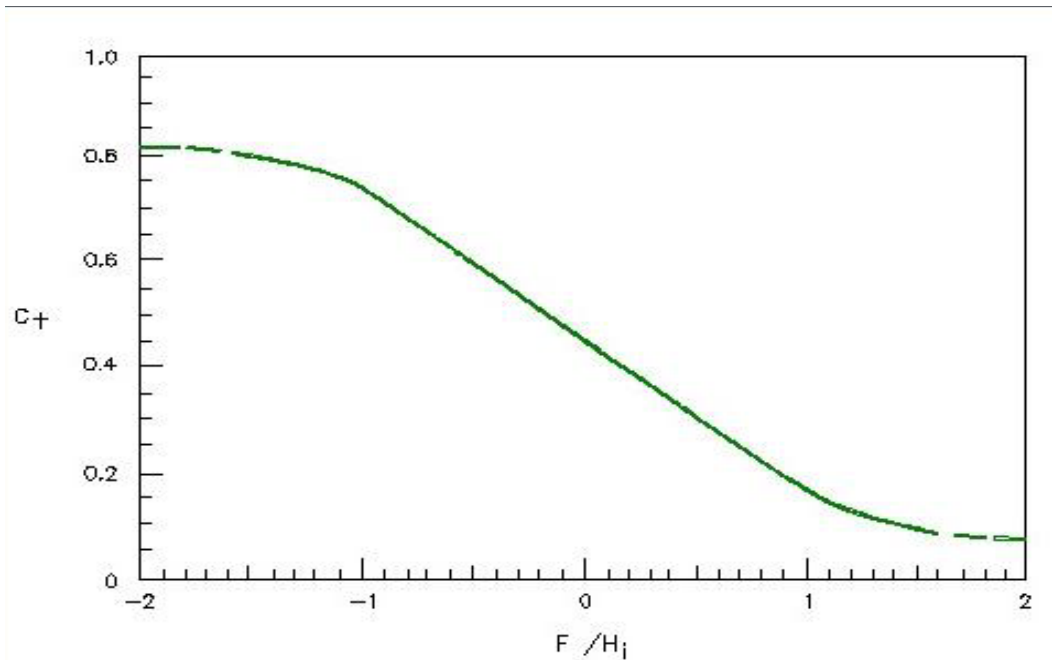
Η παραπάνω έκφραση δε λαμβάνει υπόψη την επίδραση του πλάτους στέγης της κατασκευής και άλλων δευτερευουσών παραμέτρων όπως η κλίση του ανάντι πρανούς, το τοπικό μήκος κύματος και η ενεργειακή απώλεια λόγω τριβής στον πυθμένα (επιφάνεια έργου). Η καμπύλη που περιγράφει τις παραπάνω εξισώσεις (3.4) φαίνεται στην Εικόνα 3.6.

3.3.4. *Van der Meer & D'Angremond (1991) – CEM (2004)*

Στην πιο πρόσφατη έκδοση του Coastal Engineering Manual (CEM, 2004) της εξέλιξης δηλαδή του κλασσικού Shore Protection Manual (SPM, 1984) υιοθετείται η προηγούμενη έκφραση ελαφρώς διορθωμένη από τους Van der Meer & D'Angremond (1991) για προκαταρκτικό υπολογισμό του συντελεστή κυματικής μετάδοσης K_t . Τα αποτελέσματα παρέχονται από ειδικό γράφημα όπως αυτό φαίνεται στις Εικόνες 3.6-3.7.



ΕΙΚΟΝΑ 3.6 Καμπύλη Van der Meer



ΕΙΚΟΝΑ 3.7 Καμπύλη υπολογισμού K_t από F/H_i για LCS (Πηγή: CEM, 2004)

3.3.5. Van der Meer & Daemen (1994)

Ο Daemen (1991) έκανε παρόμοιες προσπάθειες να συνδέσει την κλίση του κύματος και κάποιους αδιάστατους όρους, όπως το ελεύθερο ύψος, το πλάτος στέψης και το ύψος του επερχόμενου κύματος ανηγμένα ως προς την ονομαστική διάμετρο ογκολίθου θωράκισης D_{n50} με τον συντελεστή K_t . Σκοπός ήταν να λάβει υπόψη του την επίδραση του πορώδους των στρώσεων θωράκισης του έργου στον K_t . Τα όρια για το σχετικό ελεύθερο ύψος αδιαστατοποιημένο ως προς την ονομαστική διάμετρο ογκολίθου θωράκισης D_{n50} είναι $2 > F/D_{n50} > -2$ και η τελική μορφή της εξίσωσης, ώστε τα υψηλότερα κύματα να επηρεάζονται περισσότερο από το έργο, είναι:

$$K_t = -a \frac{F}{D_{n50}} + b \quad (3.5)$$

$$\text{όπου γενικά, } a = 0.031 \frac{H_i}{D_{n50}} - 0.024$$

$$b = -5.42 S_{op} + 0.0323 \frac{H_i}{D_{n50}} - 0.017 \left(\frac{B}{D_{n50}} \right)^{1.84} + 0.51, \text{ για παραδοσιακούς κυματοθραύστες}$$

$$b = -2.6S_{op} - 0.05 \frac{H_i}{D_{n50}} + 0.85, \text{ για ύφαλους κυματοθραύστες}$$

όπου $F > 0$ για Υ. Κ.

(Σημ. Ο όρος ύφαλος κυματοθραύστης μόνο για εδώ σημαίνει μια ρηχή κατασκευή από μία μοναδική στρώση υλικού θωράκισης)

Ο συντελεστής μπορεί να πάρει τις εξής περιορισμένες τιμές: $0.075 \leq K_t \leq 0.75$ για παραδοσιακούς κυματοθραύστες και $0.15 \leq K_t \leq 0.6$ για $F/D_{n50} > 2$ γραμμικά αυξανόμενο στο $K_t = 0.8$ για $F/D_{n50} = 6$. Η εν λόγω δε εξίσωση έχει ισχύ για το ακόλουθο εύρος παραμετρικών τιμών: $1 < H_i/D_{n50} < 6$ και $0.01 < S_{op} < 0.05$ όπου το S_{op} αναφέρεται στα ανοιχτά (offshore συνθήκες). Τιμές, $H_i/D_{n50} > 6$ θα προκαλούσαν αστάθεια της κατασκευής και $S_{op} > 0.05$ θα είχαν ως αποτέλεσμα τη θραύση των κυματισμών λόγω μεγάλης κλίσης. Η φόρμουλα έχει εφαρμογή και εκτός ορίων με εμφανή όμως μείωση της αξιοπιστίας της και εφόσον άλλες εκφράσεις ανταποκρίνονται στα όρια εφαρμογής, είναι σωστότερο να προτιμώνται.

3.3.6. D'Angremond, Van der Meer & De Jong (1996)

Οι D'Angremond et al. (1996) πρότειναν μετά από ανάλυση ομοίων πειραματικών δεδομένων και παρατηρήσεων, για κατασκευές από λιθορριπή αλλά και από τεχνητή μονάδα θωράκισης 'Tetrapods', μία άλλη έκφραση για τον συντελεστή K_t η οποία παίρνει υπόψη την επιρροή του πλάτους στέψης B και της παραμέτρου ομοιότητας θραύσης ξ (αριθμός Iribaren) και αφορά τόσο ύφαλους όσο και έξαλους κυματοθραύστες με όρια εφαρμογής για το αδιάστατο ελεύθερο ύψος F/H_i , $2.5 > F/H_i > -2.5$. Η εξίσωση έχει τη μορφή:

$$K_t = 0.4 \frac{F}{H_i} + A_{str} \left(\frac{B}{H_i} \right)^{-0.31} (1 - e^{-0.5\xi}) \quad (3.6)$$

για $0.075 \leq K_t \leq 0.8$, όπου

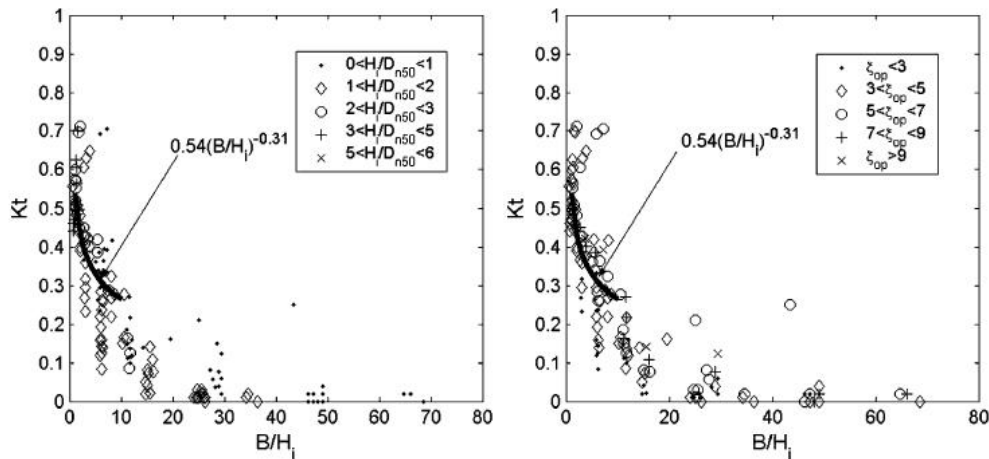
$A_{str} = 0.64$, για διαπερατές κατασκευές από λιθορριπή (φυσικών ή τεχνητών ογκολίθων)

$A_{str} = 0.8$, για λείες αδιαπέρατες κατασκευές (π.χ. θωράκιση γεμισμένη με ασφατικά ή μπλόκια από σκυρόδεμα)

$A_{str}=0.75$, στρώματα από σκυροδεμάτινα μπλόκια (block mattresses)

$A_{str}=0.70$, για γεωφάσματα ή αμμόσακκους (gabion mattresses).

Στην πορεία αποδείχθηκε ότι η άνωθι έκφραση περιορίζεται στις περιπτώσεις για τις οποίες ισχύει $B/H_i < 10$, σχετικά στενό πλάτος στέψης δηλαδή, καθώς πρέπει να σημειωθεί ότι το λάθος στην πρόβλεψη του K_t αυξάνει με το σχετικό πλάτος στέψης B/H_i , όπως φαίνεται και στην Εικόνα 3.8.



ΕΙΚΟΝΑ 3.8 Επιρροή συντελεστή K_t ως προς B/H_i (Πηγή *VdMeer et al., 2005*)

3.3.7. *Briganti, Van der Meer, Buccino & Calabrese (2003)*

Η προηγούμενη έκφραση επεκτάθηκε από τους Briganti et al. (2003), χρησιμοποιώντας την εκτενή βάση δεδομένων του προγράμματος DELOS με δισδιάστατους (2D) σύνθετους κυματισμούς. Χρησιμοποιήθηκε η ίδια σειρά παραμέτρων όπως και στις προηγούμενες εκφράσεις. Η ανάλυση ανέδειξε την ανάγκη μιας συμπληρωματικής έκφρασης που θα επιτρέψει τον υπολογισμό του K_t σε ευρείας στέψης κυματοθραύστες. Η απαίτηση καλύθηκε από μια νέα αναθεωρημένη εξίσωση για $B/H_i > 10$, η οποία έχει ως εξής:

$$K_t = 0.35 \frac{F}{H_i} + 0.51 \left(\frac{B}{H_i} \right)^{-0.65} (1 - e^{-0.41\xi}) \quad (3.7)$$

με όρια εφαρμογής $K_{tl}=0.05 \leq K_t \leq K_{tu}=0.93-0.006B/H_i$

Σημειώνεται ότι για $B/H_i < 10$ ισχύει κατά τα γνωστά η σχέση των D'Angremond et al. (1996).

3.3.8. *Van der Meer, Briganti, Zannutigh & Wang (2005)*

Το ζήτημα της διάδοσης των κυμάτων τα οποία προσεγγίζουν έναν Υ. Κ. υπό γωνία καθώς και το ζήτημα της αδιαπερατότητας της κατασκευής απασχόλησαν τους Van der Meer et al. (2005) οι οποίοι κατέληξαν στο συμπέρασμα ότι για διαπερατές κατασκευές από λιθορριπή ο συντελεστής K_t δεν επηρεάζεται από την γωνία πρόσπτωσης του κύματος στο έργο, ενώ για λείες αδιαπέρατες κατασκευές με επικάλυψη της θωράκισης π.χ. από ασφαλτικά ο συντελεστής K_t επηρεάζεται που προκύπτει από πειράματα για λείες κατασκευές μεταλλάσσεται κατά έναν όρο $\cos^{2/3}\beta$, όπου β η γωνία που σχηματίζει η ακτίνα/ορθογωνική του κύματος με τον εγκάρσιο άξονα του έργου.

Επιπρόσθετα πρέπει να σημειωθεί ότι η μετάδοση σε αδιαπέρατες κατασκευές είναι πολύ διαφορετική υπόθεση από ότι για διαπερατές. Κατά πρώτον είναι υψηλότερη για το ίδιο ύψος στέψης, απλά και μόνο επειδή δεν παρατηρείται ενεργειακή απώλεια λόγω τριβής στην επιφάνεια του κυματοθραύστη και λόγω πορώδους. Επιπρόσθετα το πλάτος στέψης του Υ. Κ. έχει ελάχιστη ως μηδαμινή επιρροή στη μετάδοση του κύματος, πράγμα αντίθετο από ότι ισχύει για τους διαπερατούς Υ. Κ. Μόνο για πολύ φαρδείς (μεγάλο B) κατασκευές μπορεί να εντοπιστεί αξιοσημείωτη επίδραση του πλάτους στέψης στον συντελεστή K_t , όμως αυτή η περίπτωση δε συναντάται συχνά ως σχεδιαστική λύση στην πράξη, καθώς τέτοια έργα από σκυρόδεμα ή ασφαλτικά κυρίως κατασκευάζονται εν ξηρώ και όχι υποθαλασσίως.

Σύμφωνα με τα παραπάνω και επεκτείνοντας τη δουλειά των D'Angremond et al. (1996) και Briganti et al. (2003) κατέληξαν στις επόμενες εκφράσεις για λείες αδιαπέρατες κατασκευές:

$$K_t = 0.3 \frac{F}{H_i} + 0.75 * \left(1 - e^{-0.5 \xi_{op}}\right), \text{ για } \xi_{op} < 3 \quad (3.8)$$

$$K_t = 0.3 \frac{F}{H_i} + 0.75 * \left(1 - e^{-0.5 \xi_{op}}\right) * \left(\frac{B}{H_i}\right)^{-0.31}, \text{ για } \xi_{op} \geq 3 \quad (3.9)$$

με όρια εφαρμογής $0.075 \leq K_t \leq 0.8$, ενώ για λοξή πρόσπτωση κυματισμού σε λείες αδιαπέρατες Υ. Κ. έδωσαν:

$$K_t = \left[0.3 \frac{F}{H_i} + 0.75 * \left(1 - e^{-0.5\xi_{op}} \right) \right] (\cos \beta)^{2/3} \quad (3.10)$$

με όρια εφαρμογής $0.075 \leq K_t \leq 0.8$ και $1 < \xi_{op} < 3$, $0^\circ \leq \beta \leq 70^\circ$, $1 < B/H_i < 4$.

3.3.9. *Seabrook & Hall (1998)*

Σε διαφορετική παραμετρική προσέγγιση, μία πολύ σοβαρή προσπάθεια για ενδελεχή έρευνα του φαινομένου της μετάδοσης κυματισμού μόνο σε ύφαλους κυματοθραύστες (στατικά ευσταθείς) έγινε από τον Seabrook (1997), ο οποίος εκτέλεσε μια εκτεταμένη σειρά διεξοδικών πειραμάτων σε φυσικό μοντέλο στο Queen's University of Kingston, στον Καναδά. Οι Seabrook & Hall (1998) χρησιμοποίησαν τα πορίσματα αυτής της προσπάθειας κατά την οποία διάφορες τιμές ελεύθερου ύψους, πλάτους στέψης, βάθους θάλασσας και χαρακτηριστικών επερχόμενων κυμάτων δοκιμάστηκαν και εισάγοντας νέες παραμέτρους, όπως την BF/LD_{n50} και την FH_i/BD_{n50} , πρότειναν την παρακάτω έκφραση:

$$K_t = 1 - \exp \left(-0.65 \frac{F}{H_i} - 1.09 \frac{H_i}{B} \right) + 0.047 \frac{BF}{LD_{n50}} - 0.067 \frac{H_i F}{BD_{n50}} \quad (3.11)$$

με όρια ισχύος τα εξής: $0 \leq BF/LD_{n50} \leq 7.08$ και $0 \leq FH_i/BD_{n50} \leq 2.14$.

Σε αυτή τη μελέτη όπως και στις προηγούμενες το πορώδες της κατασκευής (στο κυρίως σώμα και τον πυρήνα) δεν λαμβάνεται ξεκάθαρα υπόψη, παρά μόνο η επιρροή του όρου της ονομαστικής διαμέτρου D_{n50} των ογκολίθων της στρώσης θωράκισης. Παρόλο που το πορώδες μπορεί να έχει κάποια επίδραση στον υπολογισμό του συντελεστή K_t όταν το ελεύθερο ύψος F είναι μικρό, ο Seelig (1980) παρατηρεί ότι για ύφαλες κατασκευές (ειδικά όταν $h/h \geq 1.2$) η μετάδοση διαμέσω του σώματος της κατασκευής είναι αμελητέα.

Η επίδραση της τριβής πάνω στο υλικό της κατασκευής εκφράζεται με τον νεοεισαχθέντα όρο τριβής FH_i/BD_{n50} , ενώ τα φαινόμενα διάσχυσης του νερού στις διαπερατές στρώσεις θωράκισης (δηλ. της εσωτερικής ροής σε πορώδες μέσο) εκφράζονται με τον όρο BF/LD_{n50} , παραλλαγή του όρου B^2/LD_{n50} από Seelig (1980).

Τέλος αμελητέα θεωρείται και η επιρροή του h/H_i ο οποίος είναι ως ένα βαθμό δείκτης της μη γραμμικότητας του κυματικού πεδίου σε σχετικά ρηχά νερά.

3.3.10. *Bleck & Oumeraci (2002)*

Πιο πρόσφατα αρκετοί νέοι αναλυτικοί τύποι, όπως αυτός από τους Bleck & Oumeraci (2002), οι οποίοι ερεύνησαν την κυματική μετάδοση πάνω από ύφαλο αναβαθμό με ορθογωνική διατομή. Περιορίζοντας την εξάρτηση του συντελεστή K_t μόνο στην κρίσιμότερη παράμετρο του σχετικού ελεύθερου ύψους F/H_i , κατέληξαν στην εξής πρόταση:

$$K_t = 1.0 - 0.83 \exp\left(-0.72 \frac{F}{H_i}\right) \quad (3.12)$$

3.3.11. *Friebel & Harris (2003)*

Οι Friebel & Harris (2003) ανέπτυξαν έναν βελτιστοποιημένο τύπο, βασισμένοι στην παρεχόμενη σειρά δεδομένων από προηγούμενες αναλύσεις των Seelig (1980), Daemrich & Kahle (1985), Van der Meer (1988), Daemen (1991) και Seabrook (1997). Η έρευνά τους επιβεβαίωσε το γεγονός ότι ο συντελεστής κυματικής μετάδοσης K_t είναι βασικά εξαρτώμενος από το αδιάστατο ελεύθερο ύψος F/H_i . Σε ένα μικρότερο βαθμό ο K_t εξαρτάται επίσης από το σχετικό πλάτος στέψης B/L ή B/h_t , από τη σχετική βύθιση της κατασκευής h'/h_t (ή τη σχετική ανύψωση της στάθμης στέψης από τη θαλάσσια επιφάνεια $1-F/h_t$), καθώς και το λόγο F/B . Η προτεινόμενη εξίσωση με τιμή $RSQ R^2=0.9402$ και τυπική απόκλιση $\sigma=0.0510$, είναι:

$$K_t = -0.4969 \exp\left(\frac{-F}{H_i}\right) - 0.0292 \frac{B}{h_t} - 0.4257 \frac{h'}{h_t} - 0.0696 \ln\left(\frac{B}{L}\right) - 0.1359 \frac{F}{B} + 1.0905 \quad (3.13)$$

Τα όρια εφαρμογής της σχέσης για τις διάφορες παραμέτρους είναι τα εξής:

$$0 \leq F/H_i \leq 8.696, 0.286 \leq B/h_t \leq 8.75,$$

$$0.44 \leq h'/h_t \leq 1, 0.0244 \leq B/L \leq 1.89,$$

$$0 \leq F/B \leq 1.05$$

3.3.12. *Siladharm & Hall (2003)*

Επεκτείνοντας την προσπάθεια του Seabrook (1997), ώστε να συμπεριληφθεί η επίδραση του φαινομένου της περίθλασης στον τύπο πρόβλεψης του συντελεστή K_t , οι Siladharm & Hall (2003) ανέπτυξαν μία νέα έκφραση κάνοντας χρήση μεθοδολογίας στατιστικής ανάλυσης και συγκεκριμένα μη γραμμικής απόκλισης εξαρτημένης στατιστικής μεταβλητής (non-linear regression analysis). Η μεθοδολογία εφαρμόστηκε σε πειραματικά αποτελέσματα κυματικής μετάδοσης σε τρισδιάστο (3-D) φυσικό μοντέλο Υ. Κ. Η προτεινόμενη εξίσωση με τιμή RSQ $R^2=0.854$ και τυπική απόκλιση $\sigma=0.07$, είναι:

$$K_t = -0.869 \exp\left(\frac{-F}{H_i}\right) + 1.049 \exp\left(-0.003 \frac{B}{H_i}\right) - 0.026 \frac{FH_i}{BD_{n50}} - 0.005 \frac{B^2}{LD_{n50}} + 0.003 \frac{h'}{h_t} \times \frac{r}{L_p} \times \cos(\phi - \phi_o) \quad (3.14)$$

με καλύτερη απόδοση του 3-D τύπου για εύρος τιμών του συντελεστή K_t , $0.4 \leq K_t \leq 0.8$.

Σε περίπτωση που θέλουμε να συγκρίνουμε την απόδοση της σχέσης με άλλες βασισμένες σε δισδιάστατα (2-D) πειράματα η έκφραση παραμένει η ίδια αποκλείοντας απλά τον όρο περίθλασης και συνεπώς παίρνει την απλούστερη μορφή:

$$K_t = -0.869 \exp\left(\frac{-F}{H_i}\right) + 1.049 \exp\left(-0.003 \frac{B}{H_i}\right) - 0.026 \frac{FH_i}{BD_{n50}} - 0.005 \frac{B^2}{LD_{n50}} \quad (3.15)$$

Οι αδιάστατοι όροι που συμμετέχουν στην ανάλυση είναι παρόμοιοι με αυτούς των Seabrook & Hall (1998).

3.3.13. *Calabrese, Vicinanza & Buccino (2003)*

Οι Calabrese et al. (2003) εξέτασαν την αξιοπιστία κάποιων από τις παραπάνω αναλυτικές σχέσεις και κατέληξαν ότι ο τύπος των D'Angremond et al. (1996) δίνει τα καλύτερα αποτελέσματα πρόβλεψης του συντελεστή K_t , ακόμα και για

θραυόμενους κυματισμούς. Επιπρόσθετα, από τα στοιχεία τα οποία περισυνέλεξαν, συμπεράναν ότι τρεις διαστασεις του προβλήματος πρέπει να επισημανθούν ρητά:

- Ο ρυθμός μείωσης του συντελεστή K_t δε θα έπρεπε να είναι σταθερός όπως προβλέπει η εκφραση των D'Angremond et al. (1996).
- Σημαντικό ρόλο φαίνεται ότι διαδραματίζει η παράμετρος της θραύσης H_i/h ειδικά όταν η κατασκευή βρίσκεται σε σχετικά ρηγά νερά.
- Προέκυψε πιο κατάλληλο και αποτελεσματικό να καταστήσει κανείς το ελεύθερο ύψος F αδιάστατο ως προς το πλάτος στέψης B παρά ως προς το ύψος του επερχόμενου κύματος H_i .

Εντόπισαν δε ότι με τη χρήση της σχέσης των D'Angremond et al. (1996) προέκυπτε ακόμα μία διασπορά ανάμεσα στα πειραματικά στοιχεία και στις προβλεπόμενες τιμές. Πιθανές εξηγήσεις αυτής της ασυνέπειας είναι οι εξής:

- Ο δείκτης θραύσης H_i/h θα έπρεπε να επηρεάζει την κυματική μετάδοση στην παράκτια ζώνη και ειδικά όσο ρηχότερα είναι τοποθετημένος ο ύφαλος κυματοθραύστης, ενώ αυτό συνήθως παραμελείται στις τρέχουσες σχέσεις.
- Το πλάτος της στέψης θα έπρεπε να προκαλεί τη μείωση του συντελεστή K_t .

Αυτές οι παρατηρήσεις ποσοτικοποιήθηκαν και συμπεριλαμβάνονται στη νέα σχέση υπολογισμού του συντελεστή K_t :

$$K_t = \left(\left(0.6597 \frac{H_i}{h_t} - 0.7021 \right) e^{\left(0.2568 \frac{B}{H_i} \right)} \right) \times \left(-\frac{F}{B} \right) + \left(1 - 0.562 e^{(-0.0507\xi)} \right) e^{\left(-0.0845 \frac{B}{H_i} \right)} \quad (3.16)$$

Τα όρια διαβάθμισης των παραμέτρων που συμμετέχουν στην παρούσα έκφραση είναι:

$$0.3 \leq F/B \leq -0.4$$

$$1.06 \leq B/H_i \leq 8.13$$

$$0.31 \leq H_i/h_t \leq 0.61$$

$$3 \leq \xi \leq 5.2$$

Συγκρίσεις με πειραματικά δεδομένα αποδεικνύουν ότι η παραπάνω σχέση παρουσιάζει μεγαλύτερη αξιοπιστία από τον τύπο των D'Angremond et al. (1996). Επιπρόσθετα πρέπει να καταδειχθεί ότι το ξ αναφέρεται στην ανάντι κλίση του πρανού, ενώ ο πρώτος όρος $(0.6597H_i/h_t - 0.7021)$ πρέπει να είναι συνάρτηση της κατάντι του έργου κλίσης της παράκτιας ζώνης.

3.3.14. *Daemrich, Mai & Ohle (2002)*

Τέλος οι Daemrich et al. (2002), προσπαθώντας να αντιμετωπίσουν το πρόβλημα των περιορισμένων ορίων τιμών για τον συντελεστή K_t , επέκτειναν την έρευνα και σε πιο βαθειά νερά, στα οποία αντιστοιχούν μεγάλες τιμές σχετικού ελεύθερου ύψους F/H_i και συνεπώς μεγάλες τιμές K_t . Συγκεκριμένα για $K_t \geq 0.8$ καθόρισαν την παρακάτω σχέση:

$$K_t = \tanh\left(\frac{2\pi F}{L_{op}}\right)^{0.262}, \text{ για } K_t \geq 0.8. \quad (3.17)$$

Για $K_t < 0.8$ ισχύουν οι τύποι των D'Angremond et al. (1996) κατά τα γνωστά.

3.3.15. *Άλλες Προσπάθειες*

Αποτελέσματα από αντίστοιχες ερευνητικές προσπάθειες πάνω στην μετάδοση κυματισμού κατάντι Υ. Κ. μπορούν να αντληθούν ακόμα από τους Diskin et al. (1970), Sawaragi et al. (1989), Kawai et al. (1996), Loveless et al. (1998), Pilarczyk (2003) και άλλους συγγραφείς. Στοιχεία από πειραματικές διατάξεις και μετρήσεις κυματικής διάδοσης πάνω από ύφαλα εμόδια ευρείας στέψης σε πραγματικό πεδίο μπορούν να βρεθούν στις δημοσιεύσεις των Hamaguchi et al. (1991) και Ohnaka & Yoshizwa (1994).

3.3.16. *Προκαταρκτική Σύγκριση μεταξύ των Εμπειρικών Σχέσεων*

Προφανώς διαφορετικές σχέσεις αντιστοιχούν σε διαφορετικές συνθήκες εφαρμογής (πλήρως βυθισμένος κυματοθραύστης, ίσαλος ή οριακά έξαλος – ευρεία ή στενή στέψη – θραυόμενοι ή μη θραυόμενοι κυματισμοί). Συνεπώς η εφαρμογή των παραπάνω σχέσεων πρέπει να περιορίζεται από το εύρος των παραμετρικών τιμών, όπως αυτές ορίζονται από τους συγγραφείς. Επιπρόσθετος έλεγχος με αντίστοιχα πειραματικά δεδομένα πρέπει να λαμβάνει χώρα όποτε αυτό είναι δυνατό.

Η κυρίαρχη μεταβλητή που επηρεάζει τον συντελεστή κυματικής μετάδοσης K_t και η οποία είναι παρούσα σε κάθε έκφραση είναι το αδιάστατο σχετικό ελεύθερο

ύψος F/H_i . Ωστόσο, άλλη μία παράμετρο ζωτικής σημασίας αποτελεί το αδιάστατο σχετικό πλάτος στέψης B/H_i ή B/D_{n50} ή B/L . Για ίδια τιμή F/H_i μία κατασκευή με μεγάλο πλάτος στέψης μπορεί να προκαλέσει θραύση του επερχόμενου κύματος και συνεκδοχικά μπορεί να δώσει πολύ διαφορετικούς συντελεστές κυματικής μετάδοσης K_t σε σχέση με μία κατασκευή με μικρό πλάτος στέψης.

Γενικά οι ερευνητές έχουν παρατηρήσει ότι οι βασικές σχέσεις υπολογισμού του K_t όπως αυτές των Tanaka (1976), Ahrens (1987), Van der Meer (1990, 1991), D'Angremond et al. (1996) και Seabrook & Hall (1998), από τις οποίες προκύπτουν με αλλαγές σχεδόν όλες οι υπόλοιπες αναλυτικές εκφράσεις, παράγουν γραφικά ποιοτικά παρόμοιες καμπύλες τύπου «ανάποδου S» για τον K_t σε σχέση με το F/H_i , πράγμα που υποδεικνύει ότι η κυρίαρχη τάση προσέγγισης του προβλήματος μπορεί να παρέχει ποιοτικά σωστές εκτιμήσεις. Επιπρόσθετα τα γραφήματα για τον K_t σε σχέση με το B/L , δείχνουν μία απότομη κλίση η οποία απομειώνεται όσο ο όρος B/L αυξάνει, μέχρι οι αλλαγές στην τιμή του K_t να είναι αμελητέες για $B/L > 1.5$. Ειδικά οι τύποι των D'Angremond et al. (1996) και Seabrook & Hall (1998), δίνουν γραφικά αποτελέσματα τα οποία συμφωνούν με τις καμπύλες του Tanaka (1976), υποδεικνύοντας ότι συλλαμβάνουν επαρκώς την επιρροή του σχετικού πλάτους στέψης στον υπολογισμό του συντελεστή K_t .

Οι εξισώσεις του Van der Meer (1990, 1991) κυρίως ταιριάζουν σε κατασκευές με μικρό πλάτος στέψης και ύψος στέψης κοντά στην επιφάνεια της θάλασσας ($F \approx 0$). Γενική εφαρμογή τους δηλαδή δεν προτείνεται παρά μόνο για προκαταρκτική εποπτεία του φαινομένου κυματικής μετάδοσης, με συντηρητική τάση στο σχεδιασμό κυματοθραύστη χαμηλής στέψης. Για ακραιφνώς ύφαλες κατασκευές προτείνεται η χρήση των τύπων των D'Angremond et al. (1996), Seabrook & Hall (1998), Friebel & Harris (2003) και όλων των υπολοίπων που προκύπτουν από αυτές. Ειδικά η πρώτη μπορεί να εφαρμοστεί σε έργα από λιθορριπή και σε λείες αδιαπέρατες κατασκευές. Για την περίπτωση ύφαλων κυματοθραυστών με ευρύ πλάτος στέψης οι καταλληλότερες σχέσεις είναι αυτές των Seabrook & Hall (1998) και Friebel & Harris (2003).

Στην ακόλουθη ανάλυση θα γίνει χρήση συγκεκριμένα των επομένων σχέσεων:

i) Προκαταρκτική Εφαρμογή

Van der Meer & D'Angremond (1991) – CEM (2004)

D'Angremond, Van der Meer & De Jong (1996)

Seabrook & Hall (1998)

ii) Ερευνητική Εφαρμογή

Van der Meer & D'Angremond (1991) – CEM (2004)

Van der Meer & Daemen (1994)

D'Angremond, Van der Meer & De Jong (1996)

Briganti, Van der Meer, Buccino & Calabrese (2003) (επέκταση του προηγούμενου)

Seabrook & Hall (1998)

Bleck & Oumeraci (2002)

Friebel & Harris (2003)

Siladharm & Hall (2003)

Calabrese, Vicinanza & Buccino (2003)

Οι υπόλοιποι τύποι των Ahrens (1987), Van der Meer, Briganti, Zannutigh & Wang (2005) και Daemrich, Mai & Ohle (2002) δεν χρησιμοποιούνται καθώς κρίνεται ότι ο πρώτος είναι παλαιός τύπος και τα συμπεράσματά του συγκαταλέγονται στις ακόλουθες χρονικά αναλύσεις, ο δεύτερος περιγράφει την πρόσπτωση του κυματισμού υπό γωνία στον Υ. Κ. πράγμα το οποίο είτε δε μας απασχολεί είτε αν υπάρχει δεν μεταλλάσσει τα αποτελέσματα της ανάλυσης και ο τρίτος αφορά τιμές του συντελεστή κυματικής μετάδοσης που δεν προκύπτουν από την διάταξη της κατασκευής υπό εξέταση.

4. ΜΑΘΗΜΑΤΙΚΑ ΜΟΝΤΕΛΑ ΚΥΜΑΤΙΚΗΣ ΔΙΑΔΟΣΗΣ ΣΕ ΥΦΑΛΟ ΚΥΜΑΤΟΘΡΑΥΣΤΗ

4.1. Nearshore Spectral Wave Model (MIKE21 NSW)

4.1.1. Γενική Περιγραφή

Το MIKE21 NSW είναι ένα πρότυπο αριθμητικό προσομοίωμα ανεμογενών κυματισμών το οποίο περιγράφει την διάδοση, ανάπτυξη και εξασθένηση βραχέων [μικρής περιόδου (short-period)] και κατευθυντικών [short-crested] κυμάτων σε παράκτιες περιοχές. Το μοντέλο λαμβάνει κύρια υπόψη του τα φαινόμενα της διάθλασης (refraction) και της ρήχωσης (shoaling) λόγω μεταβαλλόμενης βαθυμετρίας, τοπικής γένεσης κυματισμών εξαιτίας του ανέμου και ενεργειακών απωλειών εξαιτίας τριβής στο πυθμενικό στερεό όριο και θραύσης των κυματισμών. Επίσης λαμβάνεται υπόψη και το φαινόμενο της αλληλεπίδρασης κύματος – ρεύματος (wave – current interaction).

Το MIKE21 NSW είναι ένα μόνιμο (χρονικά ανεξάρτητο), κατευθυντικά αποσυζευγμένο, παραμετρικό μοντέλο. Για να υπολογίσει τις επιδράσεις των ρευμάτων οι βασικές του εξισώσεις προκύπτουν από την αρχή διατήρησης της φασματικής ενεργειακής ροής της κυματικής δράσης (conservation law of the spectral wave action density). Διεξάγεται παραμετροποίηση της εξίσωσης συνέχειας στο πεδίο των συχνοτήτων με την εισαγωγή της μηδενικής και της πρώτης (δηλ. των δύο πρώτων) ροπής του (ενεργειακού) φάσματος ροής κυματικής δράσης ως εξαρτημένων μεταβλητών.

Το φάσμα των συχνοτήτων θεωρείται ότι έχει μία κορυφή (single-peaked), πράγμα το οποίο σημαίνει ότι μικτές καταστάσεις κυματικού πεδίου [όπως ανεμογενή κύματα μαζί με αποθάλασσα (swell)] δεν είναι δυνατό να προσομοιωθούν.

Οι βασικές μερικές διαφορικές εξισώσεις επιλύονται μέσω διακριτοποίησης με τη χρήση μιας τεχνικής πεπερασμένων διαφορών τύπου Euler. Η μηδενική και η πρώτη ροπή του (ενεργειακού) φάσματος ροής κυματικής δράσης υπολογίζονται πάνω σε ορθογωνικό κάναβο με σταθερό χωρικό βήμα για έναν αριθμό διακριτών κατευθύνσεων. Τα τελικό προκύπτουν σύστημα μη γραμμικών αλγεβρικών εξισώσεων επιλύεται εφαρμόζοντας μία «μία και έξω» (once-through) σάρωση του πεδίου στην

κυρίαρχη κατεύθυνση της κυματικής διάδοσης (κατεύθυνση x). Αυτή η διαδικασία περιορίζει την γωνία ανάμεσα στον άξονα των x και τη διεύθυνση της κυματικής διάδοσης σε λιγότερο από 90° . Στην πράξη αυτή η γωνία δεν μπορεί να ξεπερνάει τις 60° για λόγους σταθερότητας του αριθμητικού μοντέλου.

Το βασικό υπολογιστικό αποτέλεσμα (output) είναι κάποιες ολοκληρωμένες κυματικές παράμετροι όπως το σημαντικό ύψος κύματος, η μέση περίοδος, η μέση κατεύθυνση του κύματος, (κατευθυντική) τυπική απόκλιση από την κύρια διεύθυνση και οι τάσεις ακτινοβολίας. Επιπρόσθετα, μπορεί να αποδοθεί ακόμα φασματικό output/υπολογιστικό αποτέλεσμα στη μορφή κατανομής της κυματικής ενέργειας σε διακριτοποιημένες κατευθύνσεις και σε έναν πεπερασμένο αριθμό σημείων του καννάβου. Μπορεί για τους παραπάνω λόγους να εφαρμοστεί στη μελέτη κυματικής διείσδυσης ή όχλησης σε παράκτιες περιοχές. Ο υπολογισμός των κυματικών συνθηκών είναι καθοριστικής σημασίας για την εκτίμηση των επιδράσεων που υφίσταται η ακτογραμμή. Ένα σημαντικό ζήτημα στην παράκτια μηχανική είναι ο υπολογισμός της κίνησης των ιζημάτων (στερεομεταφοράς), η οποία στην παράκτια ζώνη καθορίζεται κατά πολύ από τα χαρακτηριστικά του κυματικού πεδίου και τα σχετιζόμενα κυματογενή ρεύματα. Τα τελευταία ως γνωστόν προκαλούνται από τις κλίσεις στις τάσεις ακτινοβολίας που προκύπτουν στη ζώνη θραύσης και το MIKE21 NSW παρέχει αυτή την πληροφορία.

Συνολικά το MIKE21 NSW μπορεί να λάβει υπόψη του τα εξής φαινόμενα:

- διάθλαση (refraction)
- ρήγωση (shoaling)
- τριβή στον πυθμένα (bottom dissipation)
- θραύση κυμάτων (wave breaking)
- γένεση κυμάτων λόγω ανέμου (wind generation)
- διασπορά συχνοτήτων (frequency spreading)
- κατευθυντική διασπορά (directional spreading)
- αλληλεπίδραση κύματος-ρεύματος (wave-current interaction)

4.1.2. Βασικές Εξισώσεις

Αναφορικά με τις βασικές εξισώσεις, η περιγραφή των όρων πηγής (source terms) και ως ένα σημείο των αριθμητικών μεθόδων επίλυσης το MIKE21 NSW βασίζεται στην προσέγγιση που προτείνεται από τους Holthuijsen et al. (1989). Οι διάφοροι μετασχηματισμοί των ανεμολογικών δεδομένων παρουσιάζονται από τον Johnson (1998). Οι παραπάνω διαδικασίες οδηγούν στο ακόλουθο ζεύγος μερικών διαφορικών εξισώσεων:

$$\frac{\partial(c_{gx}m_0)}{\partial x} + \frac{\partial(c_{gy}m_0)}{\partial y} + \frac{\partial(c_{\theta}m_0)}{\partial \theta} = T_0 \quad (4.1)$$

$$\frac{\partial(c_{gx}m_1)}{\partial x} + \frac{\partial(c_{gy}m_1)}{\partial y} + \frac{\partial(c_{\theta}m_1)}{\partial \theta} = T_1 \quad (4.2)$$

όπου

$m_0(x,y,\theta)$: μηδενική ροπή του φάσματος ροής κυματικής δράσης

$m_1(x,y,\theta)$: πρώτη ροπή του φάσματος ροής κυματικής δράσης

c_{gx}, c_{gy} : συνιστώσες στην κατά x και κατά y διεύθυνση αντίστοιχης ταχύτητας ομάδας c_g (group velocity)

c_{θ} : ταχύτητα διάδοσης η οποία αναπαριστά την αλλαγή της κυματικής δράσης στη θ διεύθυνση

x,y : καρτεσιανές συντεταγμένες

θ : διεύθυνση κυματικής διάδοσης

T_0, T_1 : όροι πηγής

και οι ροπές $m_n(\theta)$ ορίζονται ως:

$$m_n(\theta) = \int_0^{\infty} \omega^n A(\omega, \theta) d\omega$$

όπου ω είναι η κυκλική συχνότητα και A είναι η πυκνότητα της φασματικής ροής κυματικής δράσης. Οι ταχύτητες διάδοσης c_{gx} , c_{gy} και c_{θ} υπολογίζονται από τη γραμμική θεωρία.

Η αριστερή πλευρά των εξισώσεων λαμβάνει υπόψη τα φαινόμενα της διάθλασης και της ρήχωσης. Οι όροι πηγής T_0 και T_1 περιγράφουν το φαινόμενο της τοπικής ανάπτυξης ανεμογενούς κυματισμού και της απώλειας ενέργειας λόγω θραύσης και πυθμενικής τριβής. Η επίδραση των ρευμάτων σε αυτές τις διεργασίες συμπεριλαμβάνονται στους συγκεκριμένους όρους.

Το αριθμητικό σχήμα επίλυσης που χρησιμοποιείται στην χωρική διακριτοποίηση είναι ένα σχήμα πεπερασμένων διαφορών τύπου Euler. Στη x διεύθυνση εφαρμόζονται γραμμικές κατάντι διαφορές, ενώ στις θ και y διευθύνσεις είναι δυνατή η επιλογή μεταξύ γραμμικών κατάντι διαφορών, κεντρικών διαφορών και δευτέρου βαθμού ανάντι διαφορών. Τα καλύτερα αποτελέσματα παρέχονται συνήθως με τη χρήση γραμμικών κατάντι διαφορών και στις θ και y διευθύνσεις. Οι όροι πηγής T_0 και T_I λόγω τοπικής ανεμογένεσης εισάγονται ρητά, ενώ οι αντίστοιχοι λόγω θραύσης και πυθμενικής τριβής εισάγονται με πεπλεγμένο τρόπο.

4.1.3. Οριακές Συνθήκες

Στο MIKE21 NSW το κυματικό πεδίο που διαδίδεται μέσα στην περιοχή προσομοίωσης εισάγεται στο μοντέλο διαμέσου του ανοικτού ορίου (offshore boundary), το οποίο θεωρείται πάντα το Δυτικό όριο. Τα Βόρεια και Νότια όρια (lateral boundaries) συμπληρώνουν τις οριακές συνθήκες του υπολογιστικού πεδίου. Ειδικότερα, η εισερχόμενη από το ανοικτό όριο ενέργεια, στο πεδίο προσομοίωσης, καθορίζεται από ορισμένα χαρακτηριστικά του επερχόμενου κυματισμού, όπως το σημαντικό ύψος κύματος H_{m0} , η μέση περίοδος T_m , η μέση διεύθυνση της κυματικής διάδοσης MWD , ο βαθμός διασποράς της κατεύθυνσης του κύματος n , η μέγιστη απόκλιση από μέση διεύθυνση κυματικής διάδοσης $DMWD$ και η τυπική απόκλιση από την κύρια κατεύθυνση DSD . Το ανοικτό όριο μπορεί να θεωρηθεί στερεό όριο (land boundary), με συνέπεια σε αυτή την περίπτωση τα κύματα να θεωρούνται τοπικά ανεμογενή κύματα. Τα εγκάρσια Βόρεια και Νότια όρια θεωρούνται σχεδόν πάντα συμμετρικά (symmetrical) με την έννοια ότι η κλίση των κυματικών συνθηκών κατά μήκος του ορίου είναι μηδενική ή ότι τα κάθετα στο όριο διαφορικά των εξαρτημένων μεταβλητών, m_0 και m_I τίθενται ίσες με μηδέν. Αυτό σημαίνει ότι οι ισοβαθείς θεωρούνται τοπικά ίσιες και παράλληλες κοντά στο όριο. Υπάρχει ακόμα η περίπτωση να θεωρηθούν τα όρια απορροφητικά (absorbing), με την έννοια ότι τα επερχόμενα κύματα στο όριο απορροφώνται πλήρως, χωρίς ανακλάσεις.

Η σχέση μεταξύ του n και του DSD προσδιορίζεται από τις επόμενες σχέσεις:

$$DSD = \sigma = \sqrt{2 * \left(1 - \left(\sqrt{a^2 + b^2}\right)\right)} \quad (4.3)$$

$$a = \int_0^{2\pi} \cos \theta D(\theta) d\theta \quad (4.4)$$

$$b = \int_0^{2\pi} \sin \theta D(\theta) d\theta \quad (4.5)$$

Δεδομένων των κυματικών παραμέτρων, η κατευθυντική κατανομή της κυματικής ενέργειας στο όριο είναι:

$$E(\theta_i) = E_1 \cdot D(\theta_i), \text{ με } i=1, n_{dir} \quad (4.6)$$

όπου n_{dir} είναι ο αριθμός των διακριτών κατευθύνσεων, $E_1 = H_m^2/16$ είναι η συνολική ενέργεια του διακριτού ενεργειακού φάσματος και η εξίσωση κατευθυντικής κατανομής D ορίζεται από τις ακόλουθες σχέσεις:

$$D(\theta_i) = \beta \cdot \cos^n(\theta_m - \theta_i), \quad |\theta_m - \theta_i| \leq \theta_d \quad (4.7)$$

$$D(\theta_i) = 0, \quad |\theta_m - \theta_i| > \theta_d \quad (4.8)$$

όπου β είναι παράγων κανονικοποίησης και θ_m είναι η μέγιστη γωνία κύματος.

Το MIKE21 NSW περιορίζεται σε εφαρμογή μόνο για κύματα με περίοδο $T=0.2\sim 30\text{sec}$.

4.1.4. Αριθμητικό Σχήμα

Κάνοντας χρήση κεντρικών διαφορών στην y διεύθυνση και ανάντι διαφορών στη θ διεύθυνση το κριτήριο ευστάθειας είναι (Abbott, 1979):

$$\left| \frac{c_{gy} \Delta x}{c_{gx} \Delta y} \right| + \left| \frac{c_\theta \Delta x}{c_{gx} \Delta \theta} \right| \leq 1 \quad (4.9)$$

Για την περίπτωση χωρίς ρεύματα οι επόμενες δύο προσεγγίσεις μπορούν να χρησιμοποιηθούν (Holthuijsen et al., 1989):

$$\frac{\Delta x}{\Delta \theta} \leq \cos \theta \left(\frac{1}{d} \cdot \frac{\partial d}{\partial n} \right)^{-1}$$

(4.10)

$$\frac{\Delta y}{\Delta x} \geq 2 \tan \theta \quad (4.11)$$

όπου d = βάθος νερού και n = κάθετη συντεταγμένη στην φασματική κατεύθυνση του κύματος θ .

Η πρώτη απαίτηση απλοποιείται σε:

$$\frac{\Delta \theta}{\Delta x} \geq \tan \theta \left(\frac{1}{d} \cdot \frac{\partial d}{\partial x} \right) - \left(\frac{1}{d} \cdot \frac{\partial d}{\partial y} \right) \quad (4.12)$$

το οποίο υποθέτοντας σχεδόν ίσιες και παράλληλες ισοβαθείς, γίνεται:

$$\frac{\Delta\theta}{\Delta x} \geq \tan\theta \left(\frac{1}{d} \cdot \frac{\partial d}{\partial x} \right) \quad (4.13)$$

Γενικά οι πρώτης τάξης ανάντι διαφορές αποτελούν μόνο ένα πρώτης τάξης σχήμα με εγγενή αριθμητική διάχυση. Οι δευτεροβάθμιες ανάντι διαφορές και οι κεντρικές διαφορές είναι υψηλότερης τάξης σχήματα. Ωστόσο τέτοια σχήματα μπορεί να εισάγουν σημαντική αστάθεια με διακύμανση της τελικής τιμής της λύσης σε περιοχές με μεγάλες κλίσεις στο κυματικό πεδίο.

Το μοντέλο παρέχει τη δυνατότητα στο χρήστη να λάβει υπόψη του την ανύψωση της ελεύθερης επιφάνειας του εξεταζόμενου πεδίου εξαιτίας της ύπαρξης παλιροιακών φαινομένων.

4.1.5. Λοιπά Στοιχεία Υπολογισμού

Ο σχηματισμός κυματικού πεδίου λόγω ύπαρξης πεδίου ανέμου βασίζεται σε εμπειρικές εκφράσεις. Γίνεται η υπόθεση ότι η κατευθυντική διασπορά της παρεχόμενης από τον άνεμο ενέργειας ακολουθεί μία $\cos^2\theta$ κατανομή. Η μέση συχνότητα είναι ανεξάρτητη από την κατεύθυνση.

Το MIKE21 NSW εμπεριέχει τους ακόλουθους πέντε ανεμολογικούς μετασχηματισμούς (Johnson, 1998):

- SPM73/HBH, βασισμένος σε εκφράσεις προερχόμενες από τον μετασχηματισμό του SPM (1973) για ανάπτυξη κύματος σε fetch-limited θαλάσσιες συνθήκες σε βαθιά νερά με συντελεστές όπως τους περιγράφουν οι Holthuijsen et al. (1989).
- SPM84, βασισμένος σε εκφράσεις προερχόμενες από τον μετασχηματισμό του SPM (1984).
- Kahma & Calkoen, βασισμένος σε εκφράσεις προερχόμενες από μετασχηματισμούς για ανάπτυξη κύματος σε fetch-limited θαλάσσιες συνθήκες σε βαθιά νερά με συντελεστές όπως τους περιγράφουν οι Kahma & Calkoen (1994).
- JONSWAP, όπως στο SPM84, όμως χρησιμοποιώντας την U_{10} αντί για την U_a , όπου U_a είναι η ταχύτητα ανέμου όπως αυτή ορίζεται στο SPM.

Οι ολοκληρωμένες κυματικές παράμετροι που προκύπτουν ως αποτέλεσμα των υπολογισμών του μοντέλου είναι:

Το σημαντικό ύψος κύματος H_{m0} , ορίζεται ως:

$$H_{m0} = 4\sqrt{m_0} \quad (4.14)$$

όπου η συνολική ενέργεια $m_0 = E_1$ είναι:

$$m_0 = E_1 = \int_0^{2\pi} E(\theta) d\theta \quad (4.15)$$

Η μέση κυματική περίοδος T_m ορίζεται ως:

$$T_m = \frac{2\pi}{\omega_1} \quad (4.16)$$

όπου

$$\omega_1 = \frac{\int_0^{2\pi} \int_0^{\infty} \omega E(\omega, \theta) d\omega d\theta}{\int_0^{2\pi} \int_0^{\infty} E(\omega, \theta) d\omega d\theta} \quad (4.17)$$

Η μέση διεύθυνση κύματος θ_m και η κατευθυντική τυπική απόκλιση σ ορίζονται ως:

$$\theta_m = \arctan\left(\frac{b}{a}\right) \quad (4.18)$$

$$\sigma = \sqrt{2 * \left(1 - \left(\sqrt{a^2 + b^2}\right)\right)} \quad (4.19)$$

όπου

$$a = \frac{1}{E_1} \int_0^{2\pi} \cos \theta \cdot E(\theta) d\theta \quad (4.20)$$

$$b = \frac{1}{E_1} \int_0^{2\pi} \sin \theta \cdot E(\theta) d\theta \quad (4.21)$$

Η μέση κυματική διεύθυνση σε αυτές τις εκφράσεις ορίζεται σχετικά με τον άξονα x του μοντέλου μετρούμενο θετικό κατά την αντιωρολογιακή φορά.. Αποτελέσματα μπορούν να αντληθούν στη μορφή δισδιάστατων διανυσμάτων που περιέχουν τις x και y συνιστώσες του διανύσματος $\mathbf{U}=(u,v)$ με

$$u = H_{m0} \cos(\theta_m) \quad (4.22)$$

$$v = H_{m0} \sin(\theta_m) \quad (4.23)$$

Το γράφημα των διανυσμάτων $\mathbf{U}=(u,v)$ μπορεί να χρησιμοποιηθεί για να δείξει τη μέση κυματική κατεύθυνση στην περιοχή υπό εξέταση.

Επίσης το μοντέλο παρέχει χάρτες αποτελεσμάτων με τάσεις ακτινοβολίας S_{xx} , S_{xy} , S_{yy} οι οποίες ορίζονται ως:

$$S_{xx} = \frac{1}{2} \rho g (F_u + F_p) \quad (4.24)$$

$$S_{xy} = \frac{1}{2} \rho g (F_{uv}) \quad (4.25)$$

$$S_{yy} = \frac{1}{2} \rho g (F_v + F_p) \quad (4.26)$$

Στο αρχείο αποτελεσμάτων οι τάσεις ακτινοβολίας είναι διαιρεμένες με ρ και οι F_u , F_{uv} , F_v και F_p ορίζονται ως:

$$F_u = \int_0^{2\pi} \cos^2 \theta \cdot (1+G) E(\theta) d\theta \quad (4.27)$$

$$F_v = \int_0^{2\pi} \sin^2 \theta \cdot (1+G) E(\theta) d\theta \quad (4.28)$$

$$F_{uv} = \int_0^{2\pi} \cos \theta \sin \theta (1+G) E(\theta) d\theta \quad (4.29)$$

$$F_p = \int_0^{2\pi} G \cdot E(\theta) d\theta \quad (4.30)$$

όπου το G δίνεται από:

$$G = \frac{2kh}{\sinh(2kh)} \quad (4.31)$$

Τέλος η εισαγωγή των φαινομένων απώλειας της κυματικής ενέργειας λόγω τριβής στον πυθμένα και θραύσης των κυμάτων στο μοντέλο περιγράφονται αναλυτικά σε επόμενες παραγράφους καθώς αφορούν και το επόμενο παρουσιαζόμενο μοντέλο MIKE21 PMS.

4.2. Parabolic Mild–Slope Equation Model (MIKE21 PMS)

4.2.1. Γενική Περιγραφή

Το MIKE21 PMS είναι ένα πρότυπο αριθμητικό προσομοίωμα γραμμικής διάθλασης – περίθλασης, το οποίο βασίζεται στην παραβολική προσέγγιση της ελλειπτικής εξίσωσης ήπιας κλίσης (parabolic approximation of elliptic mild-slope equation). Το μοντέλο λαμβάνει κύρια υπόψη του τα φαινόμενα της διάθλασης (refraction) και της ρήχωσης (shoaling) λόγω μεταβαλλόμενης βαθυμετρίας, περίθλασης κατά μήκος της καθέτου στην κυρίαρχη διεύθυνση κύματος και τέλος ενεργειακών απωλειών εξαιτίας τριβής στο πυθμενικό στερεό όριο και θραύσης των κυματισμών. Επίσης λαμβάνεται υπόψη και το φαινόμενο της διασποράς συχνοτήτων και κατευθύνσεων χρησιμοποιώντας γραμμική υπέρθεση (linear superposition).

Το MIKE21 PMS εφαρμόζει αρκετές μορφές παραβολικών προσεγγίσεων, οι οποίες κυμαίνονται από την απλή προσέγγιση ισχύουσα για μικρές γωνίες στις πιο πολύπλοκες που είναι κατάλληλες για μεγάλες τιμές διεύθυνσης γωνίας κύματος (π.χ. μέχρι +/- 60°). Η εξίσωση παραβολικής μορφής που προκύπτει επιλύεται με ένα σχήμα πεπερασμένων διαφορών τύπου Crank-Nicholson.

Το βασικό υπολογιστικό αποτέλεσμα είναι κάποιες ολοκληρωμένες κυματικές παράμετροι όπως το μέσο τετραγωνικό (root mean square, RMS) ύψος κύματος, η μέση περίοδος και η μέση κατεύθυνση του κύματος.

Το MIKE21 PMS μπορεί να βρει εφαρμογή στη μελέτη της κυματικής όχλησης σε ανοικτές παράκτιες περιοχές και στον υπολογισμό του κυματικού πεδίου σε παράκτιες ζώνες με κατασκευές (όπως πρόβολοι, αποσπασμένοι κυματοθραύστες κ.τ.λ.) όταν η διασπορά λόγω ανάκλασης στους επερχόμενους κυματισμούς (με back-scatter φαινόμενα) μπορεί να αγνοηθεί και η περίθλαση είναι κυρίαρχη στην κάθετο της κύριας κυματικής διεύθυνσης.

Μπορεί για τους παραπάνω λόγους να εφαρμοστεί στη μελέτη κυματικής όχλησης σε παράκτιες περιοχές. Ο υπολογισμός των κυματικών συνθηκών (ύψη κύματος, περίοδοι και διευθύνσεις) είναι καθοριστικής σημασίας για την εκτίμηση της κίνησης ιζημάτων που προκαλεί απόθεση ή διάβρωση, η οποία στην παράκτια ζώνη καθορίζεται κατά πολύ από τα χαρακτηριστικά του κυματικού πεδίου και τα σχετιζόμενα με αυτό κυματογενή ρεύματα. Τα τελευταία ως γνωστόν προκαλούνται

από τις κλίσεις στις τάσεις ακτινοβολίας που προκύπτουν στη ζώνη θραύσης και το MIKE21 PMS παρέχει αυτή την πληροφορία.

Πρέπει να σημειωθεί ότι στο MIKE21 PMS, όπως και σε όλες τις παραβολικές προσεγγίσεις η περίθλαση και διάθλαση δεν περιγράφονται επακριβώς, καθώς η περίθλαση κατά μήκος της x -διεύθυνσης και τα ‘back-scatter’ φαινόμενα παραμελούνται. Για αυτό το λόγο δεν πρέπει να χρησιμοποιείται σε μελέτες κυματικής διεξόδου σε λιμενολεκάνες και λιμενικές εγκαταστάσεις, όπου αυτά τα φαινόμενα είναι τα κυρίαρχα.

Συνολικά το MIKE21 NSW μπορεί να λάβει υπόψη του τα εξής φαινόμενα:

- διάθλαση (refraction)
- ρήγωση (shoaling)
- περίθλαση κατά μήκος της καθέτου στην κυρίαρχη διεύθυνση κύματος (diffraction along the perpendicular to the predominant wave direction)
- ανάκλαση (reflection), χωρίς όμως back-scatter, μόνο forward-scatter σε κατασκευές
- τριβή στον πυθμένα (bottom dissipation)
- θραύση κυμάτων (wave breaking)
- διασπορά συχνοτήτων (frequency spreading)
- κατευθυντική διασπορά (directional spreading)

Τα φαινόμενα της μη γραμμικής αλληλεπίδρασης κυμάτων μεταξύ τους και κύματος – ρεύματος επίσης δεν λαμβάνονται υπόψη. Επιπρόσθετα πρέπει να σημειωθεί ότι η διασπορά συχνοτήτων και κατευθύνσεων γίνεται με γραμμική υπέρθεση (linear superposition). Τέλος πρέπει να τονισθεί ότι δύο εκδοχές του μοντέλου εμπεριέχονται στη διεπιφάνεια εργασίας, μία επίλυσης σε μονοδιάστατο (1-D) και μία σε δισδιάστατο (2-D) πεδίο.

4.2.2. Βασικές Εξισώσεις

Το MIKE21 PMS βασίζεται στην παραβολική προσέγγιση της ελλειπτικής εξίσωσης ήπιας κλίσης (parabolic approximation of elliptic mild-slope equation), η οποία αποτελεί την επικρατούσα εξίσωση περιγραφής των φαινομένων της διάθλασης, περίθλασης και ανάκλασης γραμμικών χρονικά αρμονικών κυμάτων πάνω

από ήπια πυθμενική κλίση. Η βασική μορφή της εξίσωσης παράχθηκε πρώτα από τον Berkhoff (1972).

Η ελλειπτική εξίσωση ήπιας κλίσης (elliptic mild-slope equation) μπορεί να γραφεί ως:

$$\nabla(C C_g \nabla \phi) + (k^2 C C_g + i\omega W) \phi = 0 \quad (4.32)$$

όπου

$$\nabla = \left(\frac{\partial}{\partial x}, \frac{\partial}{\partial y} \right): \text{δισδιάστατος τελεστής κλίσης (2-D gradient operator)}$$

$C(x,y)$: ταχύτητα φάσης κύματος (phase speed/celerity)

C_g : ταχύτητα ομάδας (group velocity)

$\phi(x,y)$: δυναμικό ταχύτητας μέσης ελεύθερης επιφάνειας (mean free surface velocity potential), το οποίο σχετίζεται με το δυναμικό ταχύτητας $\Phi(x,y,z,t)$ ως εξής:

$$\Phi(x,y,z,t) = \frac{g}{\omega} \phi(x,y) \frac{\cosh k(z+d)}{\cosh kd} e^{-i\omega t} \quad (4.33)$$

z : ανύψωση της θαλάσσιας στάθμης μετρημένη από τη ΜΣΗ και προς τα πάνω

d : βάθος νερού

k : κυματαριθμός $k=2\pi/L$

W : όρος απωλειών $W=E_{diss}/E$

E_{diss} : μέσος ρυθμός απώλειας ενέργειας ανά μονάδα χρόνου και επιφάνειας

E : μέση ενέργεια ανά μονάδα επιφάνειας

ω : κυκλική συχνότητα $\omega=2\pi f$

L : μήκος κύματος

f : συχνότητα $f=1/T$

Πρέπει να σημειωθεί ότι η ανύψωση της ελεύθερης επιφάνειας, η μπορεί να γραφτεί ως (Dean and Dalrymple, 1984):

$$\eta = \frac{1}{g} \frac{\partial \Phi}{\partial t} \Big|_{z=0} \quad (4.34)$$

$$\text{με } \eta = \phi(x,y) e^{-i\left(\omega t + \frac{\pi}{2}\right)} \quad (4.35)$$

για απλά διαδιδόμενα κύματα το δυναμικό μέσης ελεύθερης επιφάνειας ϕ μπορεί να γραφτεί ως:

$$\phi = A^*(x,y) e^{i\psi} \quad (4.36)$$

$$\text{όπου } \psi = \int^x k \cos \theta dx + \int^y k \sin \theta dy \quad (4.37)$$

και θ είναι η γωνία μεταξύ της διεύθυνσης του κύματος και του x -άξονα, η εξίσωση φάσης ψ μπορεί να γραφτεί ως:

$$\psi = \int^x k dx \quad (4.38)$$

Μία παραβολική προσέγγιση της εξίσωσης (4.32) του Berkhoff (1972) μπορεί να προκύψει υποθέτοντας μία κύρια διεύθυνση κύματος, την x -διεύθυνση και αγνοώντας τη διασπορά λόγω ανάκλασης στους επερχόμενους κυματισμούς (με back-scatter φαινόμενα) και την περίθλαση κατά μήκος αυτής της διεύθυνσης. Αυτή έχει τη μορφή:

$$\begin{aligned} \nabla (CC_g \nabla \phi) + (k^2 CC_g + i\omega W) \phi &= 0 \text{ ή} \\ (CC_g \phi_x)_x + (CC_g \phi_y)_y + (k^2 CC_g + i\omega W) \phi &= 0 \end{aligned} \quad (4.39)$$

όπου οι δείκτες x, y υποδεικνύουν διαφορικά αναφορικά με τους άξονες x, y .

Κάνοντας χρήση της εξίσωσης δυναμικού, όπως αυτή φαίνεται παραπάνω (4.36) οι όροι κλίσης εκφράζονται ως:

$$\phi_x = (ikA^* + A_x^*) e^{i\psi} \quad (4.40)$$

$$CC_g \phi_x = (i\omega C_g A^* + CC_g A_x^*) e^{i\psi} \quad (4.41)$$

$$(CC_g \phi_x)_x = \left[ik (i\omega C_g A^* + CC_g A_x^*) + i\omega C_g A_x^* + i\omega C_{gx} A^* + (CC_g A_x^*)_x \right] e^{i\psi} \quad (4.42)$$

Ο τελευταίος όρος που αναπαριστά το back-scatter και την περίθλαση στην x -διεύθυνση παραλείπεται στην παραβολική προσέγγιση και έτσι προκύπτει:

$$(CC_g \phi_x)_x \cong \left[\left((-k\omega C_g + i\omega C_{gx}) A^* \right) + 2i\omega C_g A_x^* \right] e^{i\psi} \quad (4.43)$$

Τελικά χρησιμοποιώντας την εξίσωση δυναμικού (3.36) προκύπτει:

$$(CC_g \phi_y)_y = \left[(CC_g A_y^*)_y \right] e^{i\psi} \quad (4.44)$$

και αντικαθιστώντας τις δύο τελευταίες εξισώσεις (4.43, 4.44) στην εξίσωση (4.39) προκύπτει:

$$A_x^* - \frac{i}{2\omega C_g} (CC_g A_y^*)_y + A^* \frac{C_{gx}}{2C_g} + A^* \frac{W}{2C_g} = 0 \quad (4.45)$$

Τώρα υποθέτοντας ότι

$$\phi = A(x, y) e^{ik_0 x} \quad (4.46)$$

όπου k_0 είναι ένας αναφορικός κυματαριθμός και $A(x,y)$ είναι μία αργά μεταβαλλόμενη μιγαδική μεταβλητή:

$$A^*(x,y) = A(x,y)e^{i\theta} \quad (4.47)$$

$$\theta = k_0 x - \int^x k dx \quad (4.48)$$

Οπότε η εξίσωση (3.45) γίνεται:

$$A_x - i(k - k_0)A + \frac{A}{2C_g} C_{gx} - \frac{i}{2\omega C_g} (CC_g A_y)_y + A \frac{W}{2C_g} = 0 \quad (4.49)$$

Η τελευταία εξίσωση είναι η απλούστερη παραβολική προσέγγιση στην ελλειπτική εξίσωση ήπιας κλίσης. Ο k_0 χρησιμοποιείται ως ένας μέσος αναφορικός κυματαριθμός κατά μήκος του y -άξονα.

Ο Kirby (1986) επέκτεινε την παραπάνω εξίσωση (3.49) στην περίπτωση διαδιδόμενων κυμάτων σε μεγάλη γωνία από την υποτιθέμενη x -διεύθυνση και κατέληξε στην ακόλουθη σχέση:

$$A_x - i(k - \beta_1 k)A + \frac{A}{2C_g} C_{gx} + \frac{\sigma_1}{\omega C_g} (CC_g A_y)_y + \frac{\sigma_2}{\omega C_g} (CC_g A_y)_{yx} + A \frac{W}{2C_g} = 0 \quad (4.50)$$

όπου

$$\sigma_1 = i \left(\beta_2 - \beta_3 \frac{k_0}{k} \right) + \beta_3 \left(\frac{k_x}{k^2} + \frac{C_{gx}}{2kC_g} \right) \quad (4.51)$$

$$\sigma_2 = -\frac{\beta_3}{k} \quad (4.52)$$

Οι συντελεστές $\beta_1, \beta_2, \beta_3$ για διάφορες παραβολικές προσεγγίσεις δίνονται στον Πίνακα 4.1.

Η βασική εξίσωση που επιλύεται στο MIKE21 PMS μοντέλο είναι η (4.50).

Οι διάφορες παραπάνω προσεγγίσεις μπορούν να συσχετιστούν με την μαθηματική μετατροπή γνωστή και ως ‘Padé approximant’ και ‘minimax approximation’. Αυτό επιτυγχάνεται θεωρώντας διαδιδόμενους γραμμικούς κυματισμούς σε περιοχή με σταθερό βάθος και κατά συνέπεια η εξίσωση (3.32) απλοποιείται στην εξίσωση Helmholtz, χωρίς απώλειες.

$$\nabla^2 \phi + k^2 \phi = 0 \quad (4.53)$$

και εφόσον για γραμμικά κύματα που προελαύνουν σε μία κυρίαρχη διεύθυνση (x -άξονας) το επιφανειακό κυματικό δυναμικό είναι:

$$\phi = A(x,y)e^{ikx} \quad (4.54)$$

ΠΙΝΑΚΑΣ 4.1 Συντελεστές $\beta_1, \beta_2, \beta_3$ για τις διάφορες παραβολικές προσεγγίσεις

Aperture	β_1	β_2	β_3
Simple	1	- 0.5	0
Padé	1	- 0.75	- 0.25
10°	0.999999972	- 0.752858477	- 0.252874920
20°	0.999998178	- 0.761464683	- 0.261734267
30°	0.999978391	- 0.775898646	- 0.277321130
40°	0.999871128	- 0.796244743	- 0.301017258
50°	0.999465861	- 0.822482968	- 0.335107575
60°	0.998213736	- 0.854229482	- 0.383283081
70°	0.994733030	- 0.890064831	- 0.451640568
80°	0.985273164	- 0.925464479	- 0.550974375
90°	0.956311082	- 0.943396628	- 0.704401903

Αντικαθιστώντας την (4.54) στην (4.53) αμελώντας τους όρους δεύτερης τάξης στον x μία απλή παραβολική προσέγγιση της πρώτης εξίσωσης προκύπτει:

$$2ikA_x + A_{yy} = 0 \quad (4.55)$$

Ακολουθώντας τη μέθοδο του Kirby (1986) το παραπάνω εξετάζεται στη συνάφεια του απλού κύματος μόνιμης/σταθερής μορφής:

$$\eta = ae^{i(lx+my)} \cdot e^{-i\omega t} \quad (4.56)$$

$$\text{όπου } l^2 + m^2 = k^2 \quad (4.57)$$

έτσι ώστε να προκύψει

$$\phi = ae^{i\left(lx+my-\frac{\pi}{2}\right)} \quad (4.58)$$

$$\text{οπότε } A(x, y) = ae^{i\left[(1-k)x+my+\frac{\pi}{2}\right]} \quad (4.59)$$

και με αντικατάσταση στην προηγουμένως παραχθείσα παραβολική εξίσωση έχουμε:

$$\frac{l}{k} = 1 - \frac{1}{2} \left(\frac{m}{k} \right)^2 \quad (4.60)$$

η οποία αποτελεί τη χαμηλότερης τάξης διωνυμική έκφραση ή απλά το (1,0) ‘Padé approximant’ της έκφρασης:

$$\frac{l}{k} = \left[1 - \left(\frac{m}{k} \right)^2 \right]^{1/2} \quad (4.61)$$

καλή για $m/k = \sin\theta \ll 1$, με θ τη διεύθυνση του κύματος.

Ο Kirby (1986) έδειξε ότι το λάθος στην προσέγγιση είναι μικρό όταν $\sin\theta < 0.4$.

Για να αυξήσουμε την ακρίβεια της παραπάνω έκφρασης πρέπει να υπολογίσουμε την προσέγγιση Padé της έκφρασης. Αυτή έχει την ιδιότητα να προβλέπει την κατάλληλη τιμή και κλίση της προσεγγιζόμενης συνάρτησης l/k καθώς ο λόγος m/k (ή το θ) ελαττώνεται, ενώ την ίδια στιγμή επεκτείνει την ακρίβεια της προσεγγιστικής συνάρτησης ενώ το θ αυξάνει.

Η προσέγγιση Padé (1,1) δίνεται από τη σχέση:

$$\frac{l}{k} = \frac{1 - \frac{3}{4} \left(\frac{m}{k} \right)^2}{1 - \frac{1}{4} \left(\frac{m}{k} \right)^2} \quad \text{ή} \quad 2k(l-k) + m^2 - \frac{1}{2k}(l-k)m^2 = 0 \quad (4.62)$$

Από την εξίσωση για το $A(x,y)$ προκύπτουν:

$$A_x = i(l-k)A \quad (4.63)$$

$$A_y = imA \quad (4.64)$$

$$A_{yy} = -m^2 A \quad (4.65)$$

$$A_{xyy} = -i(l-k)m^2 A \quad (4.66)$$

Έτσι χρησιμοποιώντας τη μέθοδο της αντιστοίχισης τελεστών (operator correspondence) η εξίσωση $2k(l-k) + m^2 - \frac{1}{2k}(l-k)m^2 = 0$ γράφεται και ως:

$$2ikA_x + A_{yy} + \frac{i}{2k}A_{xyy} = 0 \quad (4.67)$$

Ο Kirby (1986) απέδειξε ότι τα λάθη στην προσέγγιση Padé (1,1) είναι μικρά όταν $\sin\theta < 0.65$ ή $\theta \leq 40^\circ$. Επέκτεινε δε την προσέγγιση με τη minimax μέθοδο, ως εξής:

$$\frac{l}{k} = \frac{\beta_1 - \beta_2 \left(\frac{m}{k} \right)^2}{1 + \beta_3 \left(\frac{m}{k} \right)^2} \quad (4.68)$$

Αυτή η μέθοδος συνίσταται στον υπολογισμό των συντελεστών $(\beta_1, \beta_2, \beta_3)$ για τους οποίους ελαχιστοποιείται το λάθος $(l/k \cdot \cos\theta)$ πάνω σε ένα καθορισμένο πεδίο τιμών $(0 \leq \theta \leq \theta_a)$. Το όριο εφαρμογής όπως κατέληξε ο Kirby (1986) είναι $\theta_a = 60^\circ$.

Τελικά προκύπτει ότι η minimax προσέγγιση οδηγεί στην ακόλουθη παραβολική προσέγγιση:

$$2ikA_x + 2k^2(\beta_1 - 1)A + 2(\beta_3 - \beta_2)A_{yy} - \frac{2i\beta_3}{k}A_{xyy} = 0 \quad (4.69)$$

4.2.3. Οριακές Συνθήκες

Στο MIKE21 PMS το κυματικό πεδίο που διαδίδεται μέσα στην περιοχή προσομοίωσης εισάγεται στο μοντέλο διαμέσου του ανοικτού ορίου (offshore boundary), το οποίο θεωρείται πάντα το Δυτικό όριο. Τα Βόρεια και Νότια όρια (lateral boundaries) συμπληρώνουν τις οριακές συνθήκες του υπολογιστικού πεδίου. Ειδικότερα, η εισερχόμενη από το ανοικτό όριο ενέργεια, στο πεδίο προσομοίωσης, καθορίζεται από ορισμένα χαρακτηριστικά του επερχόμενου κυματισμού, όπως το τετραγωνικό μέσο ύψος κύματος H_{rms} , η περίοδος που αντιστοιχεί στην κορυφή του φάσματος T_p και η μέση διεύθυνση της κυματικής διάδοσης MWD ή γενικά από την κατανομή της κυματικής ενέργειας με τις συχνότητες και την κατεύθυνση του συρμού των επερχόμενων κυμάτων. Τα εγκάρσια Βόρεια και Νότια όρια θεωρούνται σχεδόν πάντα συμμετρικά (symmetrical) με την έννοια ότι η κλίση (gradient) των κυματικών συνθηκών κατά μήκος του ορίου είναι μηδενική ή ότι τα κάθετα στο όριο διαφορικά των εξαρτημένων μεταβλητών (d/dy) τίθενται ίσα με μηδέν. Αυτό σημαίνει ότι οι ισοβαθείς θεωρούνται τοπικά ίσιες και παράλληλες κοντά στο όριο. Υπάρχει ακόμα η περίπτωση να θεωρηθούν τα όρια απορροφητικά (absorbing) ή ανακλαστικά (reflecting), με την έννοια ότι τα επερχόμενα κύματα στο όριο απορροφώνται πλήρως, χωρίς ανακλάσεις ή ανακλώνται πλήρως αντίστοιχα.

4.2.4. Αριθμητικό Σχήμα

Αυτού του τύπου η παραβολική εξίσωση επιλύεται κάνοντας χρήση του κλασσικού αριθμητικού σχήματος Crank-Nicholson. Το προκύπτον τριδιαγώνιο σύστημα εξισώσεων λύνεται με τον 'double-sweep' αλγόριθμο.

Τρεις τύποι προσέγγισης της παραβολικής εξίσωσης ήπιας κλίσης υπάρχουν όπως έχει προαναφερθεί: το απλό μοντέλο, το μοντέλο Padé και το minimax μοντέλο. Το πρώτο απαιτεί η γωνία απόκλισης από την θετική κατά x διεύθυνση να μην ξεπερνάει τις 10°. Το δεύτερο επεκτείνει την ανάλυση σε $\pm 45^\circ$ και το τρίτο μέχρι 60° , δίνοντας την ευκαιρία στον χρήστη να ορίσει την ίδια τακτική προσέγγισης και για μικρότερες αποκλίσεις ώστε να ελαχιστοποιούνται τα λάθη.

Κατά τη διάρκεια των αριθμητικών επιλύσεων του κυματικού κλίματος στο μοντέλο κάθε ένα από τα διακριτά στοιχεία του κατευθυντικού φάσματος μετασχηματίζονται ξεχωριστά και τα αποτελέσματα ανασυντάσσονται στα σημεία του καννάβου μέσω της διαδικασίας της γραμμικής υπέρθεσης (linear superposition).

Δηλαδή εφόσον

$$\phi = \sum_{n=1}^{N_{WAVES}} \phi_n, \text{ προκύπτει ότι}$$

$$\sum \left[\nabla (CC_g \nabla \phi_n) + (k^2 CC_g + i\omega W) \phi_n \right] = 0 \quad (4.70)$$

Έτσι επιλύοντας την παραβολική προσέγγιση της προηγούμενης εξίσωσης για κάθε μεμονωμένη συνιστώσα ϕ_n κάνουμε χρήση της γραμμικής υπέρθεσης για τον υπολογισμό των ϕ , A , H κ.τ.λ. Πρέπει μόνο να σημειωθεί ότι η μέθοδος είναι έγκυρη για κατευθυντικά κύματα σε στενή ζώνη («μπάντα») συχνοτήτων.

Ένα άλλο υπολογιστικό πρόβλημα που αντιμετωπίζεται από το MIKE21 PMS είναι η ένταξη των όρων απωλειών λόγω θραύσης και τριβής στον πυθμένα. Η διαδικασία είναι να επιλύεται αριθμητικά η κυρίαρχη εξίσωση σε δύο υπολογιστικά βήματα, ένα διάδοσης του κύματος και ένα αποσύνθεσης της ενέργειας. Για το πρώτο προφανώς $W=0$, ενώ για το δεύτερο έχουμε:

$$A_x + A \frac{W}{2C_g} = 0 \quad (4.71), \text{ με την εξίσωση πεπερασμένων διαφορών να έχει τη μορφή:}$$

$$A_{j+1} = A_{j^*} + \Delta x \frac{W}{2C_g} \cdot \frac{1}{2} (A_{j^*} + A_{j+1}) \quad (4.72)$$

όπου A_{j^*} είναι η τιμή του A στο $(j+1)$ μόνο λόγω του βήματος διάδοσης.

$$\text{Οπότε προκύπτει } A_{j+1} = A_{j^*} \frac{\left(1 + \frac{\Delta x W}{4C_g} \right)}{\left(1 - \frac{\Delta x W}{4C_g} \right)} \quad (4.73)$$

Το μοντέλο τέλος παρέχει τη δυνατότητα στο χρήστη να λάβει υπόψη του την ανύψωση της ελεύθερης επιφάνειας του εξεταζόμενου πεδίου εξαιτίας της ύπαρξης παλιρροιακών φαινομένων.

4.2.5. Λοιπά Στοιχεία Υπολογισμού

Οι ολοκληρωμένες κυματικές παράμετροι που προκύπτουν ως αποτέλεσμα των υπολογισμών του μοντέλου είναι:

Το σημαντικό ύψος κύματος H_{m0} και το τετραγωνικό μέσο ύψος H_{rms} ορίζονται ως:

$$H_{m0} = 4\sqrt{m_0} \text{ και } H_{rms} = 2\sqrt{2m_0} \quad (4.74)$$

όπου η συνολική ενέργεια $m_0 = E_1$ είναι:

$$m_0 = E_1 = \int_{\theta_{\min}}^{\theta_{\max}} \int_{f_{\min}}^{f_{\max}} E(f, \theta) d\theta df \quad (4.75)$$

Η περίοδος κορυφής του φάσματος T_p ορίζεται ως η περίοδο ζ που αντιστοιχεί στη μέγιστη ενέργεια. Η μέση διεύθυνση κύματος θ_m ορίζεται ως:

$$\theta_m = \arctan\left(\frac{b}{a}\right)$$

όπου

$$a = \frac{1}{E_1} \int_0^{2\pi} \cos \theta \cdot E(\theta) d\theta$$

$$b = \frac{1}{E_1} \int_0^{2\pi} \sin \theta \cdot E(\theta) d\theta$$

Η μέση κυματική διεύθυνση σε αυτές τις εκφράσεις ορίζεται σχετικά με τον άξονα x του μοντέλου μετρούμενο θετικό κατά την αντιωρολογιακή φορά.. Αποτελέσματα μπορούν να αντληθούν στη μορφή δισδιάστατων διανυσμάτων που περιέχουν τις x και y συνιστώσες του διανύσματος $\mathbf{U}=(u,v)$ με

$$u = H_{m0} \cos(\theta_m)$$

$$v = H_{m0} \sin(\theta_m)$$

Το γράφημα των διανυσμάτων $\mathbf{U}=(u,v)$ μπορεί να χρησιμοποιηθεί για να δείξει τη μέση κυματική κατεύθυνση στην περιοχή υπό εξέταση.

Επίσης το μοντέλο παρέχει χάρτες αποτελεσμάτων με τάσεις ακτινοβολίας S_{xx} , S_{xy} , S_{yy} οι οποίες ορίζονται ως:

$$S_{xx} = \frac{1}{2} \rho g (F_u + F_p)$$

$$S_{xy} = \frac{1}{2} \rho g (F_{uv})$$

$$S_{yy} = \frac{1}{2} \rho g (F_v + F_p)$$

Στο αρχείο αποτελεσμάτων οι τάσεις ακτινοβολίας είναι διαιρεμένες με ρ και οι F_u , F_{uv} , F_v και F_p ορίζονται ως:

$$F_u = \int_0^{2\pi} \cos^2 \theta \cdot (1 + G) E(\theta) d\theta$$

$$F_v = \int_0^{2\pi} \sin^2 \theta \cdot (1 + G) E(\theta) d\theta$$

$$F_{uv} = \int_0^{2\pi} \cos \theta \sin \theta \cdot (1 + G) E(\theta) d\theta$$

$$F_p = \int_0^{2\pi} G \cdot E(\theta) d\theta$$

όπου το G δίνεται από:

$$G = \frac{2kh}{\sinh(2kh)}$$

Τέλος η εισαγωγή των φαινομένων της απώλειας της κυματικής ενέργειας λόγω τριβής στον πυθμένα και θραύσης των κυμάτων στο μοντέλο περιγράφονται αναλυτικά σε επόμενες παραγράφους καθώς αφορούν και το προηγούμενο παρουσιαζόμενο μοντέλο MIKE21 NSW.

4.3. Boussinesq Wave Model (MIKE21 BW)

4.3.1. Γενική Περιγραφή

Το MIKE21 BW αποτελεί το πιο προηγμένης τεχνολογίας πρότυπο αριθμητικό προσομοίωμα για τον υπολογισμό και την ανάλυση βραχέων και μακρών κυμάτων σε λιμενικές εγκαταστάσεις και παράκτιες ζώνες. Εμπεριέχει και αυτό δύο modules, ένα μονοδιάστατο (1DH) και ένα δισδιάστατο (2DH), τα οποία βασίζονται στην επίλυση των μετασχηματισμών της περιοχής του χρόνου των εξισώσεων τύπου Boussinesq. Αυτές περιλαμβάνουν μη γραμμικά χαρακτηριστικά καθώς και διασπορά συχνοτήτων. Ουσιαστικά η διασπορά των συχνοτήτων εισάγεται στις εξισώσεις ποσότητας κίνησης (momentum equations) παίρνοντας υπόψη την επίδραση που έχουν οι κατακόρυφες επιταχύνσεις στην κατανομή των πιέσεων.

Αμφότερα τα δύο modules επιλύουν τις κλασσικές εξισώσεις τύπου Boussinesq χρησιμοποιώντας ένα μετασχηματισμό ροής (flux-formulation) με βελτιστοποιημένα χαρακτηριστικά της γραμμικής διασποράς. Οι νέα αναβαθμισμένη μορφή των εξισώσεων (Madsen et al., 1991; Madsen & Sørensen, 1992) κάνουν τα δύο modules ικανά για προσομοίωση της κατευθυντικής διάδοσης συρμού κυμάτων από βαθιά σε ρηγά νερά. Ο μέγιστος επιτρεπόμενος λόγος θαλάσσιου βάρους προς μήκους κύματος στα βαθιά είναι: $h/L_0 \approx 0.5$ (ή $kh \approx 3.1$, όπου kh είναι ο σχετικός αριθμός κύματος και αποτελεί δείκτη όρων διασποράς). Για την κλασσική μορφή των εξισώσεων τύπου Boussinesq (π.χ. Peregrine, 1967) ο μέγιστος επιτρεπόμενος λόγος θαλάσσιου βάρους προς μήκους κύματος στα βαθιά είναι: $h/L_0 \approx 0.22$ (ή $kh \approx 1.4$). Οι εξισώσεις του μοντέλου έχουν επεκταθεί από τους Madsen et al. (1997); Sørensen et al. (1998,2004).

Το 2DH BW module (για δύο οριζόντιες χωρικές συντεταγμένες) επιλύει τις τροποποιημένες εξισώσεις τύπου Boussinesq μέσω ενός πεπλεγμένου αριθμητικού σχήματος πεπερασμένων διαφορών με τις μεταβλητές να ορίζονται πάνω σε έναν εναλλασσόμενο (χωρικά μεταβαλλόμενο) ορθογωνικό κάρναβο. Το μοντέλο είναι ικανό να αναπαράγει τα περισσότερα συνδυαστικά φαινόμενα που λαμβάνουν χώρα σε λιμενικές εγκαταστάσεις και παράκτιες ζώνες. Αυτά είναι:

- διάθλαση (refraction)
- ρήχωση (shoaling)

- περίθλαση (diffraction)
- μερική ανάκλαση (partial reflection)
- μερική μετάδοση (partial transmission)
- τριβή στον πυθμένα (bottom dissipation)
- θραύση κυμάτων (wave breaking)
- μεταβολή της ακτογραμμής (moving shoreline)
- μη γραμμική αλληλεπίδραση κυμάτων (non-linear wave-wave interaction)
- διασπορά συχνοτήτων (frequency spreading)
- κατευθυντική διασπορά (directional spreading)

Επιπρόσθετα πρέπει να σημειωθεί ότι η διασπορά συχνοτήτων και κατευθύνσεων γίνεται με γραμμική υπέρθεση (linear superposition). Συνεπώς προβλήματα όπως ομαδοποίηση κυμάτων (wave grouping), ‘surf beats’, δημιουργία δεσμευμένων χαμηλών και υψηλών συχνοτήτων (generation of sub- and super- harmonics) και αλληλεπιδράσεις τριάδων συντονισμού (near-resonant triad interactions) μπορούν να εξεταστούν μέσω του MIKE21 BW. Ακόμα και λεπτομέρειες όπως η γένεση και η απελευθέρωση ταλαντώσεων χαμηλών συχνοτήτων λόγω μετασχηματισμού του αρχικού κύματος περιγράφονται αρκετά ικανοποιητικά από το μοντέλο.

Η θραύση των κυμάτων εφαρμόζεται στη βάση της υπόθεσης «επιφανειακού κυλίνδρου» (surface roller concept) για spilling breakers, όπως αυτή περιγράφεται αναλυτικά σε επόμενη παράγραφο. Η κίνηση της ακτογραμμής (moving shoreline) βασίζεται στη παρακάτω προσέγγιση: η εξεταζόμενη περιοχή επεκτείνεται τεχνητά με την αντικατάσταση του στερεού ορίου της ακτής με μία διαπερατή ζώνη με πολύ μικρό πορώδες. Κοντά στην κινούμενη ακτογραμμή η θαλάσσια επιφάνεια εισχωρεί στον πορώδη πυθμένα. Συνακόλουθα η στιγμιαία θέση της ακτογραμμής καθορίζεται από αυτήν την αλληλεπίδραση.

Το 1DH BW module επιλύει τις αναβαθμισμένες εξισώσεις τύπου Boussinesq μέσω μίας κλασσικής μεθόδου πεπερασμένων στοιχείων Galerkin με πεπλεγμένη παρεμβολή των μεταβλητών σε εναλλασσόμενο ή μη εναλλασσόμενο πλέγμα υπολογισμού (κάνναβο). Η δυναμική της ζώνης θραύσης και οι μεταβολές στη ζώνη απόπλυσης (ζώνη διαβροχής) για οποιοδήποτε παράκτιο προφίλ μπορούν να προσομοιωθούν μέσω αυτού του μοντέλου. Αναπαράγει εξάλλου τα περισσότερα συνδυαστικά φαινόμενα στην παράκτια ζώνη όπως και η 2-D έκδοση. Το πρόβλημα

της εμφάνισης υψηλότερης τάξης χωρικών διαφορικών αντιμετωπίζεται με το να γραφούν οι εξισώσεις τύπου Boussinesq σε χαμηλότερη τάξη (γραμμικοποίηση) αφού εισαχθούν μία επιπρόσθετη μεταβλητή και μία επιπρόσθετη αλγεβρική εξίσωση. Οι εξισώσεις στις οποίες καταλήγουμε εμπεριέχουν όρους μόνο με δεύτερης τάξης διαφορικά όσο αφορά στις χωρικές συντεταγμένες (Sørensen et al., 2004).

4.3.2. Βασικές Εξισώσεις

Το MIKE21 BW επιλύει τις τροποποιημένες εξισώσεις τύπου Boussinesq σε μία ή δύο διαστάσεις σε όρους ανύψωσης της ελεύθερης επιφάνειας, ζ και κατά το βάθος ολοκληρωμένων συνιστωσών ταχύτητας, P και Q .

➤ Το σύστημα των εξισώσεων για το BW 2DH module είναι:

Εξίσωση Συνέχειας

$$n \frac{\partial \zeta}{\partial t} + \frac{\partial P}{\partial x} + \frac{\partial Q}{\partial y} = 0 \quad (4.76)$$

Κατά x Εξίσωση Ποσότητας Κίνησης

$$n \frac{\partial P}{\partial t} + \frac{\partial \left(\frac{P^2}{h} \right)}{\partial x} + \frac{\partial \left(\frac{PQ}{h} \right)}{\partial y} + \frac{\partial R_{xx}}{\partial x} + \frac{\partial R_{xy}}{\partial x} + F_x n^2 gh \frac{\partial \zeta}{\partial x} +$$

$$+ n^2 P \left[\alpha + \beta \frac{\sqrt{P^2 + Q^2}}{h} \right] + \frac{gP \sqrt{P^2 + Q^2}}{h^2 C^2} + n \Psi_1 = 0 \quad (4.77)$$

Κατά y Εξίσωση Ποσότητας Κίνησης

$$n \frac{\partial Q}{\partial t} + \frac{\partial \left(\frac{Q^2}{h} \right)}{\partial y} + \frac{\partial \left(\frac{PQ}{h} \right)}{\partial x} + \frac{\partial R_{xx}}{\partial x} + \frac{\partial R_{xy}}{\partial x} + F_y n^2 gh \frac{\partial \zeta}{\partial y} +$$

$$+ n^2 Q \left[\alpha + \beta \frac{\sqrt{P^2 + Q^2}}{h} \right] + \frac{gQ \sqrt{P^2 + Q^2}}{h^2 C^2} + n \Psi_2 = 0 \quad (4.78)$$

όπου οι όροι διασποράς Ψ_1 και Ψ_2 δίνονται από τις ακόλουθες εκφράσεις:

$$\Psi_1 \equiv - \left(B + \frac{1}{3} \right) d^2 (P_{xxt} + Q_{xyt}) - n B g d^3 (\zeta_{xxx} + \zeta_{xyy}) -$$

$$- d d_x \left(\frac{1}{3} P_{xt} + \frac{1}{6} Q_{yt} + n B g d (2\zeta_{xx} + \zeta_{yy}) \right) - d d_y \left(\frac{1}{6} Q_{xt} + n B g d \zeta_{xy} \right) \quad (4.79)$$

$$\Psi_2 \equiv -\left(B + \frac{1}{3}\right)d^2(P_{xyt} + Q_{yyt}) - nBgd^3(\zeta_{yyy} + \zeta_{xxy}) -$$

$$-dd_y\left(\frac{1}{3}Q_{yt} + \frac{1}{6}P_{xt} + nBgd(2\zeta_{yy} + \zeta_{xx})\right) - dd_x\left(\frac{1}{6}P_{yt} + nBgd\zeta_{xy}\right) \quad (4.80)$$

Οι δείκτες x , y και t υποδηλώνουν μερικά διαφορικά αναφορικά με το χώρο και το χρόνο αντίστοιχα.

Οι όροι που εμφανίζονται στις εξισώσεις ερμηνεύονται ως:

P πυκνότητα ροής κατά x σε $m^3/(m \cdot sec)$

Q πυκνότητα ροής κατά y σε $m^3/(m \cdot sec)$

B Boussinesq όρος διασποράς

F_x όρος οριζόντιας τάσης κατά x

F_y όρος οριζόντιας τάσης κατά y

x, y καρτεσιανές συντεταγμένες

t χρόνος σε sec

h συνολικό βάθος ($h=d+\zeta$) σε m

d βάθος μέσης στάθμης ηρεμίας σε m

g επιτάχυνση της βαρύτητας

n πορώδες

C αριθμός αντίστασης Chezy σε $m^{1/2}/sec$

α συντελεστής αντίστασης για στρωτή ροή σε πορώδες μέσο

β συντελεστής αντίστασης για τυρβώδη ροή σε πορώδες μέσο

ζ ανύψωση θαλάσσιας επιφάνειας πάνω από σημείο αναφοράς σε m

Οι όροι οριζόντιας τάσης περιγράφονται με τη χρήση μιας σχέσης κλίσης της τάσης (gradient-stress) η οποία δίνει:

$$F_x = -\left[\frac{\partial}{\partial x}\left(v_t \frac{\partial P}{\partial x}\right) + \frac{\partial}{\partial y}\left(v_t \left(\frac{\partial P}{\partial y} + \frac{\partial Q}{\partial x}\right)\right)\right] \quad (4.81)$$

$$F_y = -\left[\frac{\partial}{\partial y}\left(v_t \frac{\partial Q}{\partial y}\right) + \frac{\partial}{\partial x}\left(v_t \left(\frac{\partial Q}{\partial x} + \frac{\partial P}{\partial y}\right)\right)\right] \quad (4.82)$$

όπου το v_t είναι η οριζόντια τυρβώδης συνεκτικότητα.

Οι όροι R_{xx} , R_{xy} και R_{yy} αντιστοιχούν στην επιπρόσθετη ορμή η οποία προκύπτει από την ανομοιόμορφη κατανομή της ταχύτητας λόγω της παρουσίας του «επιφανειακού κυλίνδρου» (surface roller) και ορίζονται ως:

$$R_{xx} = \frac{\delta}{1-\delta/d} \left(c_x - \frac{P}{d} \right)^2 \quad (4.83)$$

$$R_{xy} = \frac{\delta}{1-\delta/d} \left(c_x - \frac{P}{d} \right) \left(c_y - \frac{Q}{d} \right) \quad (4.84)$$

$$R_{yy} = \frac{\delta}{1-\delta/d} \left(c_y - \frac{Q}{d} \right)^2 \quad (4.85)$$

Εδώ $\delta = \delta(x, y, t)$ είναι το πάχος του «επιφανειακού κυλίνδρου» (surface roller) και c_x , c_y οι συνιστώσες της ταχύτητας φάσης του ‘surface roller’ (Madsen, 1997; Sørensen et al., 2004) [βλ. υποκεφάλαιο §4.5.2].

➤ Το σύστημα των εξισώσεων για το BW 1DH module είναι:

Εξίσωση Συνέχειας

$$n \frac{\partial \zeta}{\partial t} + \frac{\partial P}{\partial x} = 0 \quad (4.86)$$

Κατά x Εξίσωση Ποσότητας Κίνησης

$$n \frac{\partial P}{\partial t} + \frac{\partial \left(\frac{P^2}{h} \right)}{\partial x} + \frac{\partial R_{xx}}{\partial x} + n^2 g h \frac{\partial \zeta}{\partial x} - n \left(B + \frac{1}{3} \right) d^2 \frac{\partial^3 P}{\partial x \partial x \partial x} - \quad (4.87)$$

$$- \frac{1}{3} d \frac{\partial d}{\partial x} \frac{\partial^2 P}{\partial x \partial t} - n^2 B g d^2 \frac{\partial w}{\partial x} + n^2 P \left(\alpha + \beta \frac{|P|}{h} \right) + \frac{g P |P|}{h^2 C^2} = 0$$

$$w = \frac{\partial}{\partial x} \left(d \frac{\partial \zeta}{\partial x} \right) \quad (4.88)$$

4.3.3. *Οριακές Συνθήκες*

Στο MIKE21 BW οι συνθήκες στο όριο προσομοιώνονται με τη μέθοδο των στρώσεων απορρόφησης ενέργειας ή ‘sponge (or absorbing) layers’, δηλαδή με το να ανατίθενται σε έναν αριθμό κελιών του ορίου τέτοιες συνθήκες ακτινοβολίας οι οποίες απομειώνουν σταδιακά όλη την ενέργεια το κυματικού πεδίου που διαδίδεται προς τις έξω περιοχές από το χώρο προσομοίωσης, ενώ ταυτόχρονα εξασφαλίζουν μηδενική ανάκλαση.

Η επόμενη σχέση δίνει την τιμή του συντελεστή απομείωσης (sponge layer coefficient):

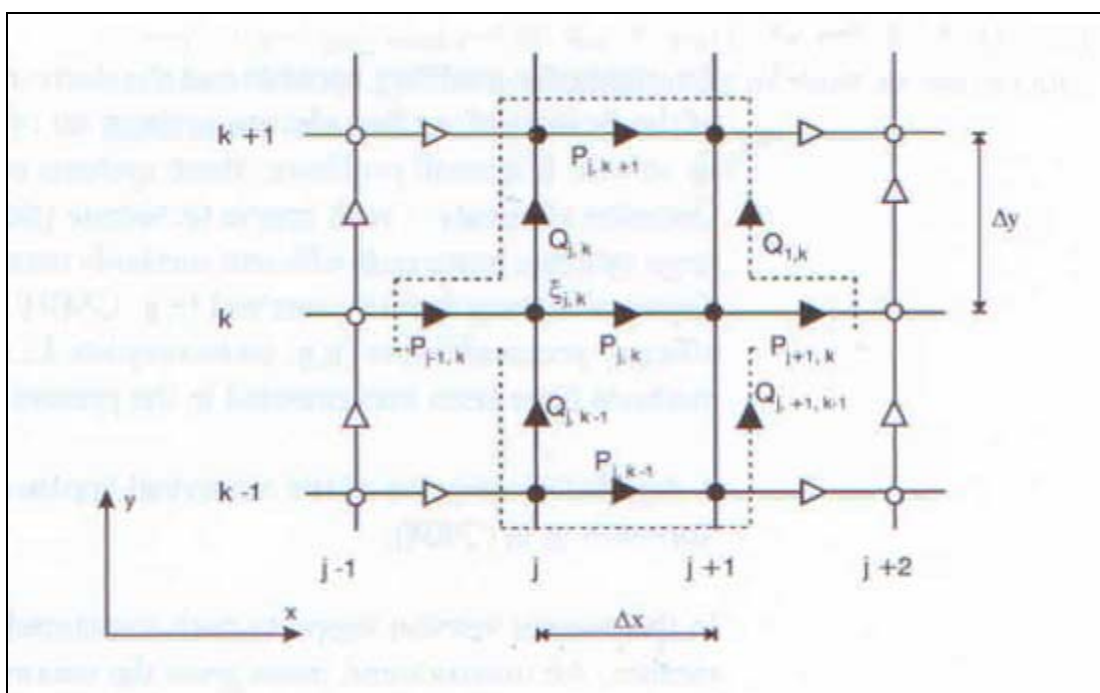
$$C_{sponge} = a^{(r^{i-1})}, i = 1, N_{sponge} \quad (4.89)$$

όπου a , r είναι ανατιθέμενες σταθερές και N_{sponge} ο αριθμός των γραμμών απορρόφησης (Larsen and Dancy, 1983).

Παραπλεύρως του απορροφητικού πεδίου ‘sponge layer’ τοποθετείται μια γραμμή γένεσης των κυμάτων σύνθετων ή και μονοχρωματικών (wave generation line) σε εκείνο το όριο από το οποίο θεωρούμε ότι εισάγεται το κυματικό πεδίο σε οποιαδήποτε κατεύθυνση ως προς τον χώρο προσομοίωσης.

4.3.4. Αριθμητικό Σχήμα

Η αριθμητική μέθοδος που χρησιμοποιείται στο 2DH BW module βασίζεται στο αποκαλούμενο SYSTEM 21 σχήμα, το οποίο εφευρέθηκε από τους Abbott et al. (1973) και επεκτάθηκε για προσομοίωση βραχέων κυμάτων από τους Abbott et al. (1978). από τότε αυτό το εύρωστο σχήμα έχει υποστεί συνεχή βελτίωση (Madsen et al., 1991; Madsen and Sørensen, 1992). Οι διαφορικές εξισώσεις διακριτοποιούνται χωρικά σε ορθογωνικό κάρναβο σταθερού βήματος. Τα μονόμετρα (βαθμωτά) μεγέθη όπως η ανύψωση της ελεύθερης επιφάνειας ορίζονται στους κόμβους του κάρναβου, ενώ οι συνιστώσες της ροής ορίζονται στο μέσο γειτονικών κόμβων (επί των πλευρών των βρόχων) όπως παρουσιάζεται στην Εικόνα 4.2.



ΕΙΚΟΝΑ 4.2 Απεικόνιση Καννάβου για το μοντέλο BW2DH

Η ολοκλήρωση στο χρόνο γίνεται χρησιμοποιώντας ένα πεπλεγμένο κεντρικό σχήμα. Ο αλγόριθμος είναι μη επαναληπτικός Alternating Direction Implicit (ADI), με ‘fractional step’ τεχνική και ‘side-feeding’ (semi-linearization of non-linear terms). Το τελικό τριδιαγώνιο σύστημα εξισώσεων λύνεται με τον ‘double-sweep’ αλγόριθμο.

Στο 1DH BW module γίνεται χρήση της μεθόδου των πεπερασμένων στοιχείων για την επίλυση των 1-D εξισώσεων. Η επίλυση αυτή μπορεί να αποδώσει σοβαρά λάθη ειδικά όταν εφαρμόζονται ίσης τάξης συναρτήσης παρεμβολής για τον υπολογισμό των παροχών και της ανύψωσης. Για να πάρουμε σταθερές λύσεις χωρίς δικυμάνσεις χρησιμοποιείται μικτή παρεμβολή. Στοιχεία με τετραγωνικές παροχές και γραμμική ανύψωση της ελεύθερης επιφάνειας καθώς και επιπρόσθετοι όροι εφαρμόζονται σε αυτή την κατεύθυνση. Η χρονική ολοκλήρωση γίνεται μέσω ενός ρητού Taylor-Galerkin τριών βημάτων ή μέσω μίας τέταρτης τάξης μεθόδου πρόβλεψης-διόρθωσης Adams-Bashforth-Moulton. Ένα σετ τριών γραμμικών εξισώσεων πρέπει να επιλυθεί. Για μικρά προβλήματα αυτά τα συστήματα επιλύονται με απαλοιφή κατά Gauss. Για πιο μεγάλα συστήματα πρέπει να εφαρμόζονται πιο χρονοβόρες μέθοδοι, όπως η Krylov επαναληπτική μέθοδος (GMRES) σε συνδυασμό με μία επαρκή προϋπόθεση (π.χ. μία LU παραγοντοποίηση) όπως περιγράφεται αναλυτικά από Sørensen et al. (2004). Το παρόν μοντέλο υποστηρίζει σταθερό και μεταβαλλόμενο πλέγμα (mesh) για μέγιστο βαθμό προσαρμοστικότητας.

4.4. Μοντέλα Απωλειών Ενέργειας λόγω Τριβής στον Πυθμένα

Το φαινόμενο της τριβής του ρευστού στο πυθμενικό στερεό όριο (bottom dissipation) μπορεί να προκαλέσει μερική απώλεια της κυματικής ενέργειας αθροιστικά. Τουτέστιν η ποσότητα της καταστρεφόμενης ενέργειας αυξάνει με την απόσταση, το ύψος κύματος, την περίοδο και το μειούμενο βάθος. Οι ενεργειακές απώλειες του κύματος εξαιτίας της τριβής στο οριακό στερεό στρώμα του πυθμένα εισάγονται με τον ίδιο τρόπο στα μοντέλα NSW & PMS και διαφορετικό στο BW.

4.4.1. Μοντέλα NSW και PMS

Ο ρυθμός της ενεργειακής απώλειας λόγω τριβής στον πυθμένα διατυπώνεται στα μοντέλα MIKE21 NSW και PMS βάσει του νόμου τριβής του τετραγώνου για την έκφραση της πυθμενικής διατμητικής τάσης. Για μονοχρωματικά και για σύνθετα μίας κατεύθυνσης (random unidirectional) κύματα με κατανομή υψών Rayleigh, ο ρυθμός της σκέδασης της κυματικής ενέργειας dE/dt δίνεται από τους παρακάτω τύπους, Putnam & Johnson (1949) και Dingemans (1983) αντίστοιχα:

$$\frac{dE}{dt} = -\frac{1}{6\pi} \frac{c_{fw}}{g} \left(\frac{\omega H}{\sinh kh} \right)^3 \quad (4.90)$$

$$\frac{dE}{dt} = -\frac{1}{8\sqrt{\pi}} \frac{c_{fw}}{g} \left(\frac{\omega H_{rms}}{\sinh kh} \right)^3 \quad (4.91)$$

όπου ω είναι η κυκλική συχνότητα, k είναι ο κυματαριθμός, h είναι το βάθος της θάλασσας, H_{rms} είναι το τετραγωνικό μέσο ύψος κύματος, H το ύψος κύματος για μονοχρωματικά, c_{fw} είναι ένας συντελεστής κυματικής τριβής και το E δίνεται ως:

$$E = \frac{H_{rms}^2}{8} \quad (4.92)$$

Ειδικά για το NSW χρησιμοποιείται η επεκταμένη έκφραση από Holthuijsen et al. (1989) για την εισαγωγή της κατευθυντικής κατανομής και της επίδρασης από τα ρεύματα.

Ο συντελεστής κυματικής τριβής $c_{fv}=f_w/2$ μπορεί να οριστεί απευθείας από την ακόλουθη εμπειρική σχέση (Svendsen & Jonsson, 1980; Swart, 1974):

$$f_w = 0.24, \text{ για } a_b/k_n < 2 \quad (4.93)$$

$$f_w = \exp\left\{-5.977 + 5.213\left(\frac{a_b}{k_n}\right)^{-0.194}\right\}, \text{ για } a_b/k_n \geq 2 \quad (4.94)$$

όπου, k_n είναι η παράμετρος τραχύτητας Nikuradse

a_b είναι το εύρος της κίνησης των μορίων του νερού στον πυθμένα

Η πυθμενική τριβή σε περιοχές με μη συνεκτικό ίζημα (π.χ. άμμο) εξαρτάται άμεσα από το μέγεθος των κόκκων και την παρουσία πυθμενικών στρώσεων (Nielsen, 1979; Roudkivi, 1988). Σε περίπτωση απουσίας γεωμορφών στον πυθμένα η παράμετρος τραχύτητας Nikuradse δίνεται από τον εξής απλό τύπο:

$$k_n = 2.5d_{50} \quad (4.95), \text{ όπου } d_{50} \text{ είναι η μέση διάμετρος κόκκου.}$$

Σε περίπτωση ύπαρξης πτυχώσεων, ρυτιδώσεων (ripples) ή βλάστησης στον πυθμένα η τιμή πρέπει να είναι σημαντικά μεγαλύτερη.

4.4.2. Μοντέλο BW

Για το μοντέλο MIKE21 BW το φαινόμενο της τριβής του ρευστού στο πυθμενικό στερεό όριο μπορεί να προκαλέσει μερική απώλεια της κυματικής ενέργειας, μόνο για περιπτώσεις όπου εξετάζονται μακρά κύματα σε λιμενικές εγκαταστάσεις ή πολύ ρηχές παράκτιες ζώνες. Η τριβή στον πυθμένα μπορεί να μορφοποιηθεί χρησιμοποιώντας το νόμο πυθμενικής τριβής του Chézy. Έτσι η διατμητική τάση τ_b στο πυθμενικό στερεό όριο μπορεί να γραφτεί ως συνάρτηση του αριθμού του Chézy ως:

$$\tau_b = \rho g U |U| / C^2, \text{ με μονάδες [m}^{1/2}/\text{sec}] \quad (4.96)$$

όπου U είναι η κατά το βάθος ολοκληρωμένη ταχύτητα, ρ είναι η πυκνότητα του νερού και g είναι η επιτάχυνση της βαρύτητας. Ο αριθμός του Chézy γράφεται ως:

$$C = \frac{U}{U_b} \left(\frac{2g}{f_w} \right)^{1/2} \quad (4.97)$$

όπου U_b είναι η ταχύτητα στον πυθμένα.

4.5. Μοντέλα Θραύσης Κυματισμών

Το φαινόμενο της θραύσης των κυμάτων (wave breaking) είναι η διαδικασία κατά την οποία ένα κύμα χάνει ενέργεια λόγω του ότι είτε έχει γίνει πολύ απότομη η κλίση του (δηλ. έχει φτάσει ή ξεπεράσει μία οριακή τιμή κλίσης S) είτε έχει γίνει πολύ μεγάλο το ύψος του ώστε να μπορεί να συγκρατηθεί το βάρος του και καταρρέει (δηλ. έχει φτάσει ή ξεπεράσει μία οριακή τιμή H/h). Η απώλεια ενέργειας λόγω θραύσης των κυματισμών είναι η κυρίαρχη παράμετρος για τη ρύθμιση των μαθηματικών προσομοιωμάτων κυματικής διάδοσης στα ρηχά.

Ο ρυθμός της ενεργειακής απώλειας λόγω θραύσης των κυμάτων διατυπώνεται στα μοντέλα MIKE21 NSW και PMS βάσει του μοντέλου των Battjes & Janssen (1978), το οποίο προσομοιώνει ποιοτικά τη διαδικασία της θραύσης παρομοιάζοντας την με τη διάδοση παλιρροιακού κύματος τύπου 'bore'. Ο ρυθμός της σκέδασης της κυματικής ενέργειας dE/dt δίνεται από τον παρακάτω τύπο:

$$\frac{dE}{dt} = -\frac{\alpha}{4} Q_b f_m H_{\max}^2 \quad (4.98)$$

όπου

$$\frac{1 - Q_b}{\ln Q_b} = -(H_{rms} / H_{\max})^2 \quad (4.99)$$

$$H_{\max} = \gamma_1 k^{-1} \tanh(\gamma_2 kh / \gamma_1) \quad (4.100)$$

$$H_{rms} = (8E)^{1/2} \quad (4.101)$$

f_m : η μέση κυματική συχνότητα, με $\omega = 2\pi/f_m$

k : ο κυματαριθμός, με $k = 2\pi/L$

h : το βάθος της θάλασσας

E : η συνολική κυματική ενέργεια

Στις παραπάνω εκφράσεις το α ελέγχει το ρυθμό της καταστροφής ενέργειας, το Q_b αποτελεί το ποσοστό των κυμάτων που θραύονται σε μία ακολουθία κυμάτων με κατανομή Rayleigh, το H_{max} είναι η μέγιστη τιμή ύψους κύματος πριν τη θραύση, το γ_1 είναι ένας παράγοντας που ρυθμίζει τη μέγιστη τιμή κλίσης που μπορεί να έχει το κύμα πριν τη θραύση και γ_2 είναι μία παράμετρος που ρυθμίζει τη μέγιστη τιμή του επιτρεπόμενου λόγου H/h που μπορεί να έχει το κύμα πριν τη θραύση. Αυξάνοντας του όρους γ_1, γ_2 μειώνεται το φαινόμενο της θραύσης και άρα αυξάνεται το μέγιστο κύμα που αντέχει πριν από αυτή. Για μονοχρωματικούς κυματισμούς ο λόγος Q_b είναι ίσος με 0 ή 1 για μη θραυόμενους και θραυόμενους αντίστοιχα. Η ρύθμιση των συντελεστών $\alpha, \gamma_1, \gamma_2$ γίνεται ανάλογα με τα επόμενα μοντέλα.

4.5.1. *Battjes & Janssen (1978)*

Οι Battjes & Janssen (1978) στην ανάλυση τους πρότειναν τις επόμενες τιμές για τους άνω συντελεστές:

$$\alpha=1.0, \gamma_1=0.88, \gamma_2=0.8$$

4.5.2. *Τιμές Προεπιλογής στο MIKE21*

Το MIKE21 υιοθετεί την (default) τιμή για το γ_1 όπως αυτή προτείνεται από τους Holthuijsen et al. (1989), ενώ οι λοιπές κλασσικά από Battjes & Janssen (1978):

$$\alpha=1.0, \gamma_1=1.0, \gamma_2=0.8$$

4.5.3. *Battjes & Stive (1985)*

Σε επόμενη δημοσίευση των Battjes & Stive (1985) διατίθεται μία εμπειρική σχέση για το γ_2 για τη βαθμονόμηση (καλιμπράρισμα) του μοντέλου έναντι μετρήσεων:

$$\gamma_2 = 0.5 + 0.4 \tanh(33S_o) \quad (4.102)$$

όπου S_o είναι η κλίση των κυμάτων στα βαθειά με $S_o = H_{rmso}/L_{op}$ και H_{rmso} το μέσο τετραγωνικό ύψος κύματος με $H_{rmso} = H_{m0}/\sqrt{2}$ και L_{op} το μήκος κύματος που αντιστοιχεί στην κορυφή του φάσματος στα βαθειά.

4.5.4. *Nelson (1987)*

Ο Nelson (1987) πρότεινε την εξάρτηση του συντελεστή γ_2 του σχετιζόμενου με τη θραύση λόγω βάθους με την τοπική κλίση του πυθμένα σύμφωνα με την παρακάτω σχέση:

$$\gamma_2 = 0.55 + 0.88 \exp\left(-\frac{0.012}{\tan \theta}\right) \quad (4.103)$$

όπου $\tan \theta$ είναι η κλίση του πυθμένα ($\tan \theta \geq 0$), με μείωση του βάθους του νερού προς την κατεύθυνση της κυματικής διάδοσης.

4.5.5. *Johnson (2006)*

Ο Johnson (2006) παρατήρησε ότι η παραπάνω θεώρηση και οι μεταλλάξεις της παράχθηκαν για θραύση κυμάτων σε ακτές με σχετικά ήπιες κλίσεις. Για θραύση πάνω από ύφαλους κυματοθραύστες με πολύ πιο απότομες κλίσεις πρανών τα οποία ακολουθούνται από οριζόντια στέψη, η αρχική θραύση αναμένεται να μην μπορεί να προσομοιωθεί κατάλληλα από τις προηγούμενες σχέσεις. Οι Zanuttigh et al. (2003) βρήκαν ότι οι συντελεστές πρέπει να μεταλλάσσονται ανάλογα με τις εκάστοτε συνθήκες καθώς και ότι το Battjes & Janssen (1978) μοντέλο υπερεκτιμά τις ενεργειακές απώλειες λόγω θραύσης πάνω από Υ. Κ. Αυτό το γεγονός πιθανώς οφείλεται κατά ένα μέρος στο γεγονός ότι στις απότομες κλίσεις η θραύση γίνεται αργότερα από ότι στις ηπιότερες, πράγμα το οποίο δε λαμβάνουν υπόψη τους τα προηγούμενα μοντέλα. Από την άλλη πλευρά μπορεί η επιρροή της κλίσης των κυμάτων στη διαδικασία της θραύσης να είναι υπερβολική.

Ο Johnson (2006) μετά από αδιαστατοποίηση του όρου γ_2 κατέληξε ότι αυτός εξαρτάται από την κλίση κύματος H_i/L , το σχετικό ελεύθερο ύψος F/H_i και την κλίση του (προσήμενου) πρανούς $\tan \theta$. Στα πειράματά του θεωρεί $\tan \theta = \text{σταθ.}$, $0.03 < H_i/L < 0.06$ και μόνο το σχετικό ελεύθερο ύψος F/H_i μεταβάλλεται εμφανώς, με αποτέλεσμα να προκύψει η παρακάτω φόρμουλα:

$$\begin{aligned}
\gamma_2 &= 1.55, & \text{για } F/H_{m0i} \leq 0.5 \\
\gamma_2 &= 1.91 - 0.72F/H_{m0i}, & \text{για } 0.5 < F/H_{m0i} < 1.5 \\
\gamma_2 &= 0.8, & \text{για } F/H_{m0i} \geq 1.5
\end{aligned} \tag{4.104}$$

Αυτή η έκφραση χρησιμοποιήθηκε επίσης στην παρούσα διπλωματική εργασία εφαρμόζοντας την «εξωτερικά» στα μοντέλα NSW και PMS, σαν παράγοντα ζυγοστάθμισής τους.

Ο άλλος όρος γ_1 τη θραύσης, ο οποίος σχετίζεται με την υπερβολική τιμή της κλίσης του κύματος ρυθμίζεται επίσης μέσω της θεωρίας των Battjes & Janssen (1978). Ο Johnson (2006) κάνει χρήση μιας ολοκληρωμένης μορφής ως προς όλες τις συχνότητες και κατευθύνσεις του μοντέλου θραύσης στα βαθιά λόγω μεγάλης κλίσης κύματος από άνεμο (whitcapping dissipation model), το οποίο υπάγεται στο μοντέλο WAM (Komen et al., 1994). Το μοντέλο των Battjes & Janssen (1978) οδηγεί σε υπερβολική εκτίμηση της θραύσης στα βαθιά ειδικά όταν το φάσμα των συχνοτήτων δεν βρίσκεται σε στενή ζώνη («μπάντα») συχνοτήτων (narrow band).

Ο ρυθμός των ενεργειακών απωλειών λόγω 'whitcapping' δίνεται από τον Hasselmann (επεκταμένο από τους Komen et al., 1984):

$$S_{ds} = -C_{ds} \left(\frac{\hat{a}}{\hat{a}_{PM}} \right)^2 \left(\frac{\omega}{\bar{\omega}} \right)^2 \bar{\omega} E(f, \theta) \tag{4.105}$$

όπου

C_{ds} : συντελεστής απωλειών $C_{ds} = 3.33 \times 10^{-5}$

\hat{a} : συνολική κλίση κύματος με $\hat{a} = m_0 \times \bar{k}^2$

m_0 : η μηδενική ροπή του ενεργειακού φάσματος

$\bar{\omega}$: μέση κυκλική συχνότητα με

$$\bar{\omega} = \frac{\iint 2\pi f E(f, \theta) df d\theta}{\iint E(f, \theta) df d\theta} \tag{4.106}$$

\bar{k} : μέσος κυματαριθμός (που αντιστοιχεί στη μέση συχνότητα)

\hat{a}_{PM} : 4.57×10^{-3}

$E(f, \theta)$: πυκνότητα ενέργειας για συχνότητα f και διεύθυνση θ .

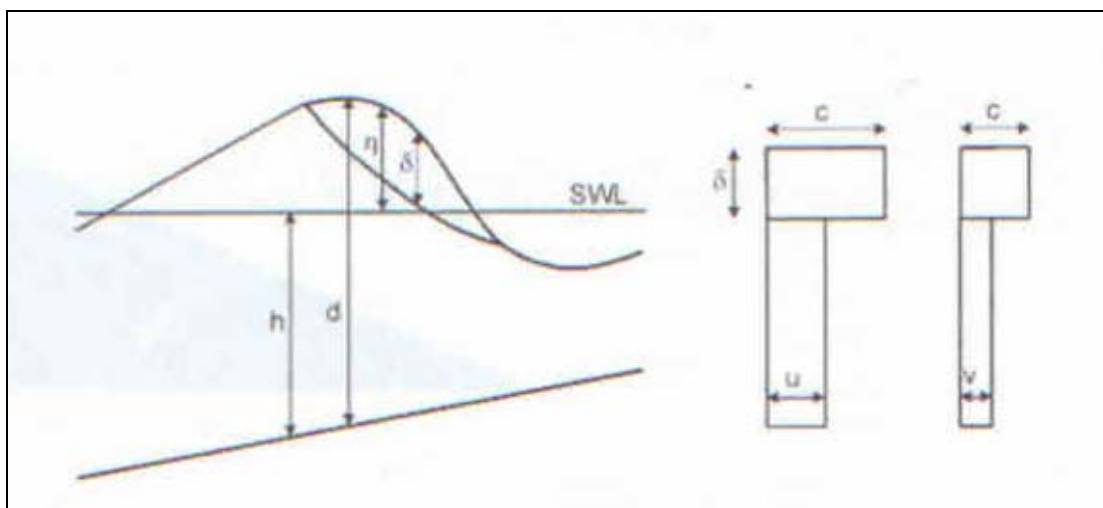
Ολοκληρώνοντας σε όλες τις συχνότητες και κατευθύνσεις ο ρυθμός των ενεργειακών απωλειών λόγω ‘whitcapping’ δίνεται από τον επόμενο τύπο:

$$D_w = \frac{C_{ds}}{(2\pi\beta\hat{a}_{PM})^2} (m_0\bar{k}^2)^2 \bar{\omega}m_0 \quad (4.107)$$

όπου $\beta = T_{02}/T_{01}$ (=0.932 για το μέσο JONSWAP φάσμα).

4.5.6. Surface Roller

Μία διαφορετική προσέγγιση έχει γίνει για την εισαγωγή της θραύσης στο BW module, η οποία ονομάζεται ‘surface roller concept’. Σε αυτήν την κατεύθυνση η θραύση αρχίζει να συμβαίνει αν η κλίση της θαλάσσιας επιφάνειας υπερβεί μία συγκεκριμένη τιμή από την οποία προκύπτει και η γεωμετρία του επιφανειακού κυλίνδρου ‘surface roller’. Ο επιφανειακός κύλινδρος θεωρείται ως μία παθητική μάζα νερού απομονωμένη από την υπόλοιπη υδάτινη στήλη, η οποία κινείται με την ίδια ταχύτητα φάσης με το κύμα επί αυτού όμως. Η επιρροή του επιφανειακού κυλίνδρου (surface roller) λαμβάνεται υπόψη μέσω ενός επιπρόσθετου μεταφορικού όρου ορμής που προέρχεται από την ανομοιόμορφη κατακόρυφη κατανομή της οριζόντιας ταχύτητας (Schaeffer et al., 1993; Madsen et al., 1997), όπως φαίνεται και στην ακόλουθη εικόνα. (Εικ.4.3).



ΕΙΚΟΝΑ 4.3 Απεικόνιση Surface Roller

Διάφοροι όροι που καθορίζουν το σχήμα, τη μορφή, την ταχύτητα φάσης και την περίοδο μπαίνουν στην ανάλυση ανάλογα με τον τύπο του θραυόμενου κυματισμού.

Αν στην προσομοίωση συμπεριλαμβάνονται και θραύση και μεταβολή της θέσης της ακτογραμμής (moving shoreline), τότε ένα ρητό αριθμητικό φίλτρο χαμηλών συχνοτήτων (explicit numerical lowpass filter) πρέπει να καθοριστεί. Αυτό εισάγεται στην προσομοίωση έτσι ώστε να αποφευχθούν υψηλών συχνοτήτων αστάθειες κατά τη διάρκεια της ανάκλισης και της κατάκλισης (uprush and downrush) και να καταστραφεί η κατάλληλη κυματική ενέργεια σε όποιο σημείο δεν μπορεί να επιλυθεί ο επιφανειακός κύλινδρος (surface roller).

Οι όροι καθορισμού του 'surface roller' είναι οι παρακάτω:

- Δείκτης μορφής 'surface roller'

Το πάχος του 'surface roller' καθορίζεται ως η ποσότητα του νερού που βρίσκεται πάνω από την εφαπτομένη της κλίσης πολλαπλασιαζόμενη επί ενός δείκτη μορφής (τιμή προεπιλογής 1.5, spilling breakers). Για θραυόμενους κυματισμούς εφορμήσεως (plunging breakers) οι Ozsanne et al. (2000) προτείνουν μία τιμή περίπου 2.0.

- Τύπος φασικής ταχύτητας 'surface roller'

Η φασική ταχύτητα του 'surface roller' θεωρείται ανάλογη της γραμμικής φασικής ταχύτητας στα ρητά.

- Δείκτης φασικής ταχύτητας 'surface roller'

Τιμή προεπιλογής: 1.3

- Αρχική γωνία/κλίση θραύσης

Τιμή προεπιλογής: 20°

- Τελική γωνία/κλίση θραύσης

Τιμή προεπιλογής: 10°

- Half-time cut-off roller

Αυτός ο χρόνος καθορίζει τη μεταφορά από τον έναν θραυόμενο κυματισμό στον άλλο. Θεωρείται ίσος με $T_p/5$

- Διεύθυνση κύματος

Η ταχύτητα φάσης του 'surface roller' έχει τη μορφή:

$$(c_x, c_y) = (c \cdot \cos \theta, c \cdot \sin \theta) \quad (4.108)$$

$$c = f_v \sqrt{gh} \quad (4.109)$$

για $f_v=1.0$ παίρνουμε την ταχύτητα όπως αυτή καθορίζεται από τη γραμμική θεωρία, εντός της ζώνης θραύσης και για $f_v=1.3$ εντός της ζώνης θραύσης. Η μετάβαση από τη μία στην άλλη κατάσταση γίνεται με εκθετικό νόμο κατά Sørensen et al., 2004.

5. ΕΦΑΡΜΟΓΗ ΣΕ ΠΡΑΓΜΑΤΙΚΟ ΠΡΟΒΛΗΜΑ

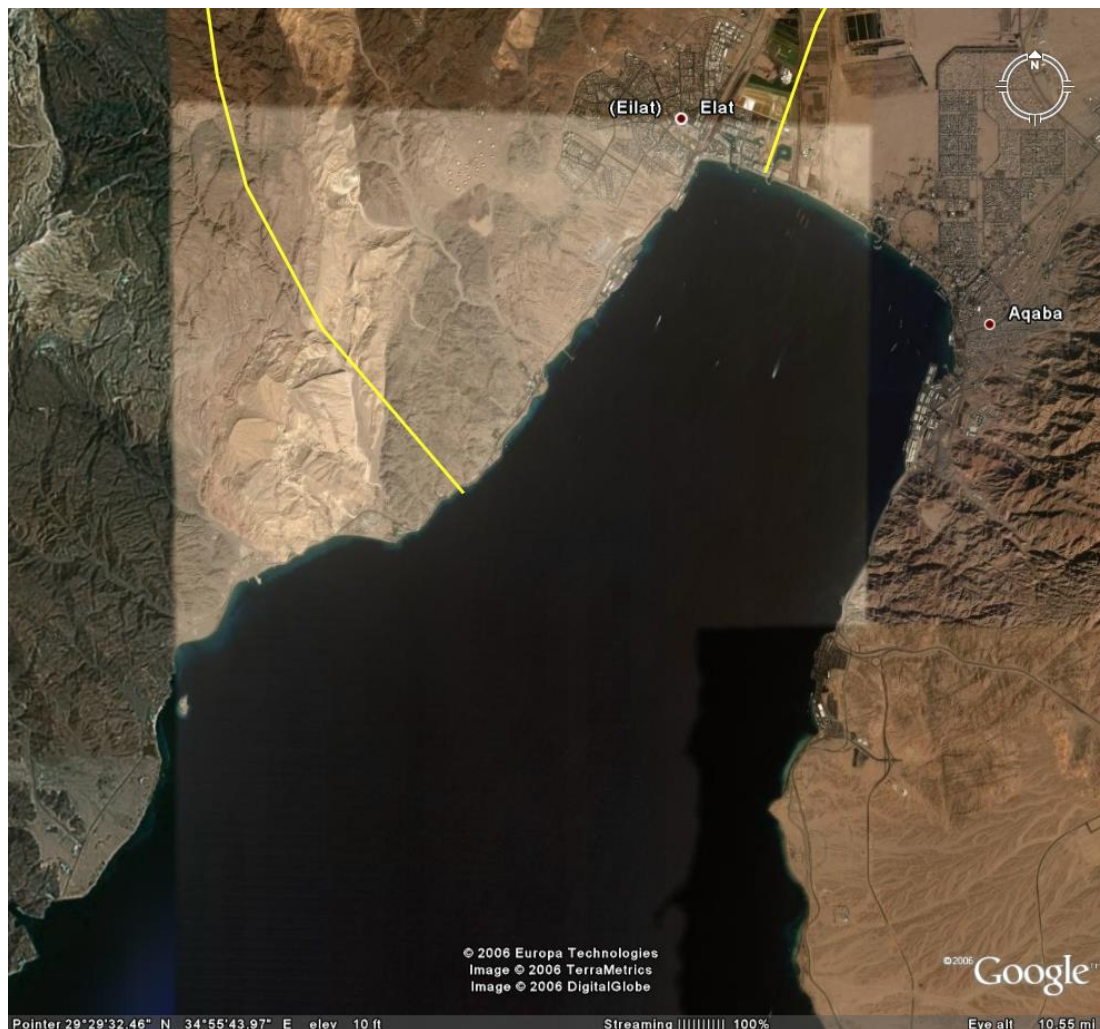
5.1. Περιοχή Έρευνας

Η ανάλυση που προηγήθηκε στα Κεφάλαια 3 και 4 βρίσκει εφαρμογή σε μία μελέτη περίπτωσης στα πλαίσια του δισκελούς ερευνητικού προγράμματος, «ΕΚΤΙΜΗΣΗ ΚΥΜΑΤΙΚΩΝ, ΥΔΡΟΔΥΝΑΜΙΚΩΝ ΚΑΙ ΠΕΡΙΒΑΛΛΟΝΤΙΚΩΝ ΣΥΝΘΗΚΩΝ ΜΕΣΩ ΑΡΙΘΜΗΤΙΚΩΝ ΠΡΟΣΟΜΟΙΩΜΑΤΩΝ ΣΕ ΠΑΡΑΚΤΙΑ ΠΕΡΙΟΧΗ ΤΗΣ ΑΚΑΜΠΑ» και «ΠΡΟΣΘΕΤΗ ΔΙΕΡΕΥΝΗΣΗ ΚΥΜΑΤΙΚΗΣ ΔΙΕΙΣΔΥΣΗΣ ΚΑΙ ΠΕΔΙΟΥ ΘΕΡΜΟΚΡΑΣΙΑΣ ΣΕ ΠΑΡΑΚΤΙΑ ΠΕΡΙΟΧΗ ΤΗΣ ΑΚΑΜΠΑ», καθοδηγούμενου από τον Καθηγητή Κ. Μέμο. Το Saraya Aqaba Project, όπως ονομάζεται το ευρύτερο έργο, είναι μία πρωτοποριακή προσπάθεια ανάπτυξης ξενοδοχειακών εγκαταστάσεων, βιλών, πάρκων αναψυχής και κατοικιών σε μορφή 'bungalows' πάνω σε πασσάλους στην παράκτια ζώνη της Άκαμπα στην Ιορδανία (Εικόνα 5.1)



ΕΙΚΟΝΑ 5.1 Γεωγραφική Περιοχή Έργου

Το Saraya Aqaba Project βρίσκεται στο βορειοανατολικό χείλος (περιστόμιο) του Κόλπου της Άκαμπα, το οποίο είναι το βορειότερο κομμάτι της Κόκκινης Θάλασσας (Εικόνες 5.1-5.2)

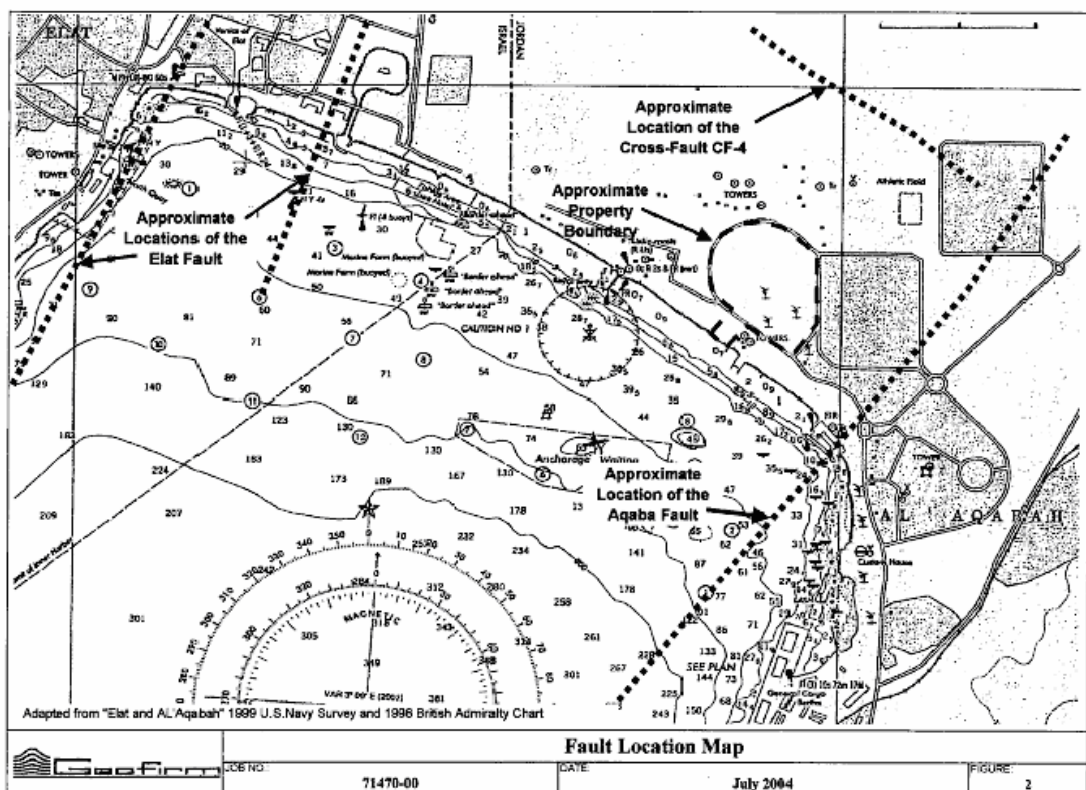


ΕΙΚΟΝΑ 5.2 Δορυφορική Εικόνα της υπό εξέταση Περιοχής

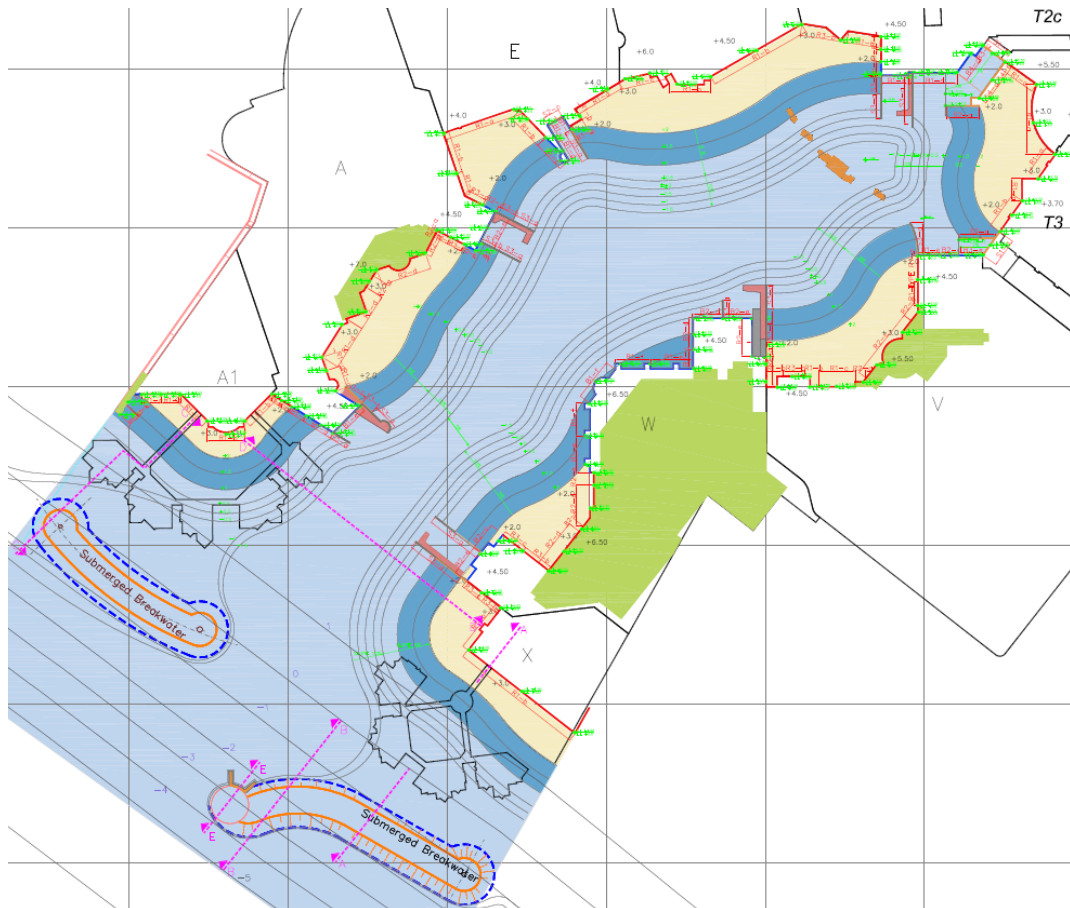
και θα αναπτυχθεί γύρω από μία εστιακή θαλάσσια έκταση που αποτελείται από μία τεχνητή κόλπωση της οποίας την προβλεπόμενη βαθυμετρία χρησιμοποιούμε στην παρούσα Εργασία. Θα κατασκευαστεί στον ανεκμετάλλευτο παράκτιο χώρο δυτικά της πόλης της Άκαμπα όπως φαίνεται στην Εικόνα 5.3 και στον ναυτικό χάρτη (Εικ5.4). Η εν λόγω κόλπωση (Εικόνα 5.5) καταλαμβάνει περίπου 6.2 εκτάρια (62,000 m²). Θα χρησιμοποιηθεί κύρια σαν χώρος λουομένων για λόγους αναψυχής, χωρίς κυκλοφορία πλεούμενων σκαφών εκτός από λίγα υπηρεσιακά θαλάσσια ταξί με μικρό βύθισμα για λόγους μεταφοράς.



ΕΙΚΟΝΑ 5.3 Περιοχή Έργου



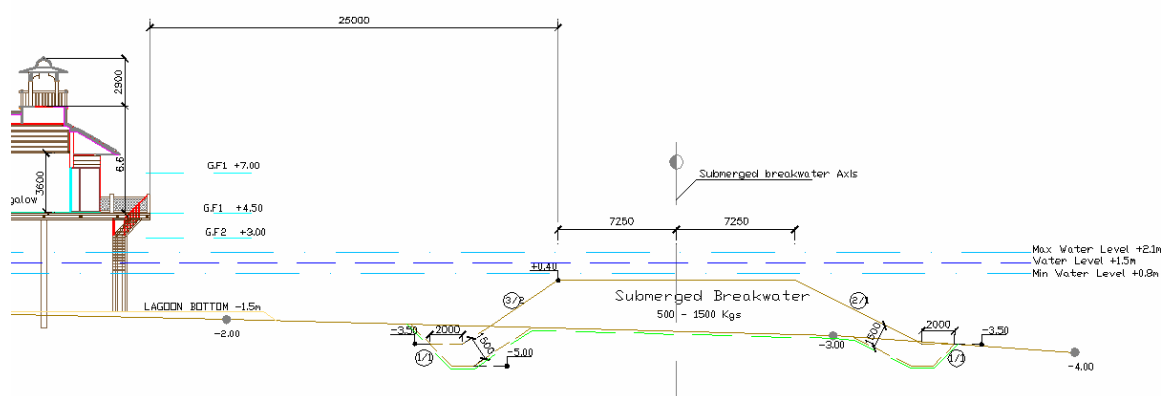
ΕΙΚΟΝΑ 5.4 Ναυτικός Χάρτης Περιοχής (Πηγή: Geofirm)



ΕΙΚΟΝΑ 5.5 Κάτοψη Περιοχής Μελέτης

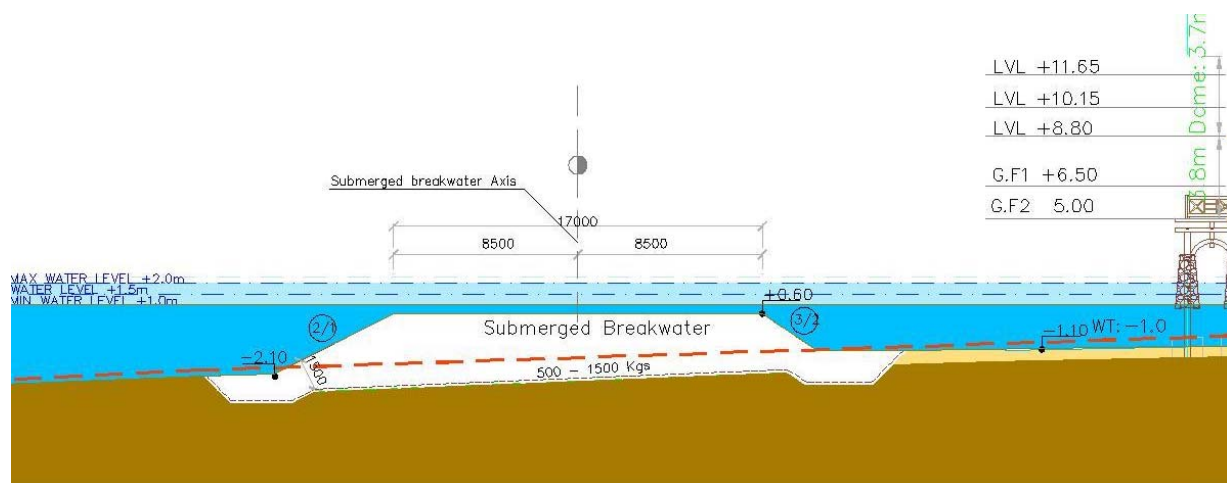
Μπορεί να παρατηρήσει κανείς το εμφανές επίμηκες σχήμα σχεδόν κάθετο στην ακτογραμμή με ήπιες κλίσεις προς ένα κεντρικό διάδρομο με βάθος $h=-3\text{m}$. Το περιστόμιο της κόλπωσης είναι κύρια διαμορφωμένο από ήπιας κλίσης ακτές σύμμεικτες με κατακόρυφες επί του θαλάσσιου μετώπου κατασκευές όπως πλωτούς προβλήτες και εξέδρες επιβατικής εξυπηρέτησης. Επιπρόσθετα τρία διαμορφωμένα κανάλια εκροής (BΔ, B, A) κατά μήκος της περιμέτρου της κόλπωσης προσφέρουν παροχή (νερού) ανανέωσης των εγκολπίων υδάτων.

Τέλος στα ανοιχτά της εισόδου της τεχνητής κόλπωσης προβλέπεται η κατασκευή δύο αποσπασμένων σε σειρά (συγγραμικών) ύφαλων κυματοθραυστών για τη μείωση της κυματικής όχλησης σε όλο το πεδίο και ειδικά στις γωνίες που βρίσκονται εκατέρωθεν του στόματος της κόλπωσης, όπου και θα εγκατασταθούν ελαφριές οικιστικές κατασκευές εν είδη ‘bungalows’ σε πασσάλους πάνω από τη στάθμη της θάλασσας. Η τυπική διατομή του Βόρειου Υ. Κ. και της ακτής στην υπήνεμη πλευρά του φαίνεται στην Εικόνα 5.6.

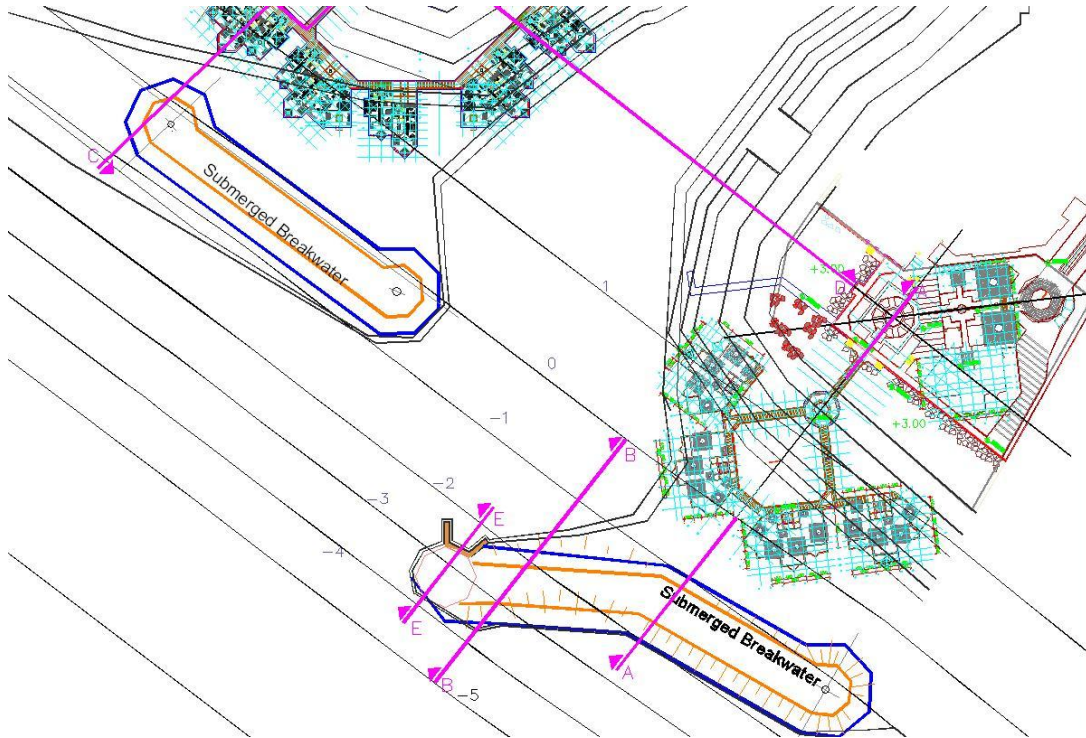


ΕΙΚΟΝΑ 5.6 Σχεδιαστική Διατομή Βορείου Υ. Κ. και Ακτής

Στόχος του έργου είναι να διατηρηθεί το επίπεδο των 'bungalows' σε τέτοιο ύψος ώστε να μην παρεμποδίζει τη θέα από τις ξενοδοχειακές εγκαταστάσεις πίσω τους, ενώ ταυτόχρονα θα πρέπει να βρίσκονται σε ένα προκαθορισμένο ύψος ασφαλείας από τη στάθμη της θάλασσας ώστε τα επερχόμενα κύματα να μην προκαλούν κρουστικές δυνάμεις κάτω από την εξέδρα έδρασης των κατασκευών. Στην προσπάθεια μείωσης ή και αποφυγής τέτοιου είδους επιπτώσεων το ύψος των κυμάτων για καθορισμένη περίοδο επαναφοράς πρέπει να μειωθεί δραστικά. Συνεπώς η κατασκευή έργων παράκτιας προστασίας όπως κυματοθραύστες κρίνεται επιτακτική. Καθώς όμως πρέπει, για αισθητικούς λόγους, το ύψος της στέγης τους να διατηρηθεί χαμηλό προτείνεται η κατασκευή Υ. Κ. με τελικό ελεύθερο ύψος (freeboard) $F=0.9\text{m}$ από τη Μέση Στάθμη Ηρεμίας. Κοντινή οριζοντιογραφία και τελική σχεδιαστική διατομή των κατασκευών φαίνεται στις ακόλουθες Εικόνες 5.7-5.8.



ΕΙΚΟΝΑ 5.7 Κοντινό πλάνο Τυπικής Διατομής Α-Α



ΕΙΚΟΝΑ 5.8 Κοντινό πλάνο των 2 Υ. Κ.

Η γεωμετρική προσέγγιση και απεικόνιση της υπό εξέταση περιοχής παρουσιάζεται όπως αυτή προκύπτει από το λογισμικό πακέτο MIKE21 σε 1-D, 2-D και 3-D μορφή.

Πρέπει να ξεκαθαριστεί ότι στόχος της παρούσας έρευνας είναι η υδραυλική απόδοση των Υ. Κ. σε τεχνικό όσο και ακαδημαϊκό ερευνητικό επίπεδο με βάση τη δεδομένη γεωμετρία εφαρμογής. Έτσι γίνεται χρήση του ίδιου γεωμετρικού υποβάθρου με ελαφρές παραλλαγές κάθε φορά. Κατά πρώτον γίνεται χρήση του πεδίου 2-D με ή χωρίς την ύπαρξη των κυματοθραυστών στην εφαρμογή του NSW module για μία προκαταρκτική σύγκριση των αποτελεσμάτων μεταξύ τους, ώστε να βγάλουμε συμπεράσματα για το κατά πόσο επιδρούν τα έργα προστασίας στη μείωση του ύψους κύματος. Κατά δεύτερον γίνεται προκαταρκτική εφαρμογή της αρχικά προταθείσης γεωμετρίας των Υ. Κ. στις εμπειρικές αναλυτικές σχέσεις για τον υπολογισμό του συντελεστή κυματικής μετάδοσης K_t . Τέλος εφαρμόζεται η τελική προτεινόμενη γεωμετρία από εμάς στις αναλυτικές σχέσεις και τα μοντέλα για σύγκριση σε καθαρά ερευνητικό επίπεδο.

5.2. Διαθέσιμα Δεδομένα

Τα δεδομένα εισαγωγής στο εξεταζόμενο πρόβλημα έχουν συλλεχθεί από διάφορες πηγές όπως παλαιότερες μελέτες στην ευρύτερη περιοχή και στοιχεία από επίσημους φορείς θαλασσιών (MSS) και κλιματολογικών ερευνών της Ιορδανίας.

5.2.1. Άνεμοι

Σύμφωνα με την αναφορά των Noble Consultants, Inc. (2004) οι επικρατούντες άνεμοι στην εξεταζόμενη περιοχή προέρχονται από τον Βορρά προς τον Νότο (δηλ. από τη χέρσο προς τη θάλασσα και συνεπώς τα νερά στον κόλπο τείνουν να είναι ήρεμα τον περισσότερο καιρό. Σπανίως δυνατοί άνεμοι με ταχύτητες που αγγίζουν τα 55 km/hour (δηλ. 30 knots) μπορεί μέσα σε λίγες ώρες να δημιουργήσουν μεγάλα swell. Ταχύτητες και διευθύνσεις ανέμου έχουν συλλεχθεί για κάθε 6 ώρες στο

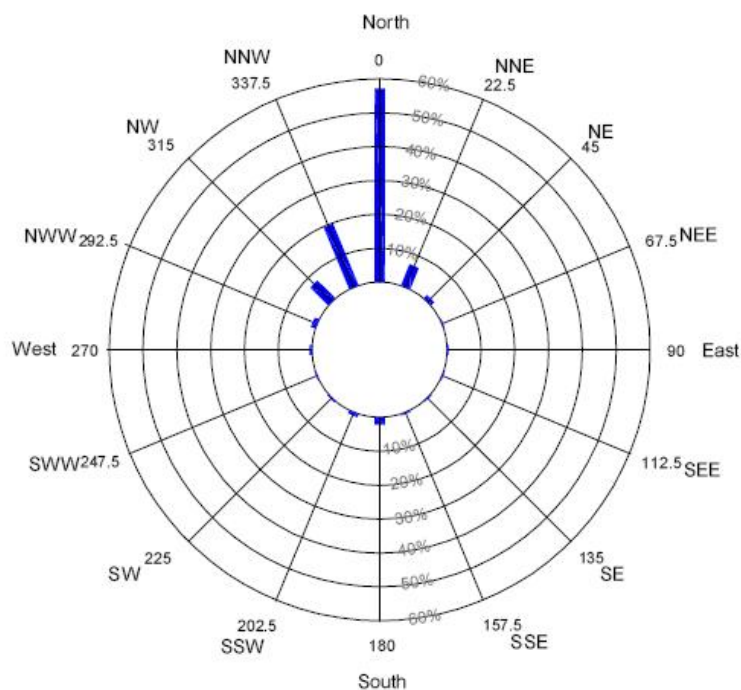
Date/Month/Year	Local Time (hour)	Wind Speed (km/hr)	Wind Direction (degrees)
1/18/1983	12	59.3	260
2/18/1983	18	55.6	260
6/15/1983	12	55.6	350
6/3/1984	6	66.7	320
12/10/1984	0	55.6	80
5/11/1985	0	55.6	140
7/28/1985	6	55.6	360
8/12/1985	6	55.6	360
4/16/1986	0	55.6	360
4/23/1986	12	59.3	360
2/24/1987	12	59.3	180
4/21/1987	12	55.6	350
9/23/1987	0	55.6	340
4/23/1988	12	66.7	340
9/6/1989	0	107.4	320
9/8/1989	12	111.1	350
11/2/1989	18	100.0	350
4/11/1990	12	55.6	180
6/10/1990	12	55.6	360
5/10/1993	18	55.6	360
6/12/1994	12	59.3	360
9/12/1994	0	55.6	310
11/24/1994	12	55.6	250
5/1/1995	12	66.7	170
6/4/1995	18	55.6	330
6/11/1995	12	55.6	340
6/24/1995	12	55.6	350
9/1/1995	18	55.6	340
11/29/1995	12	55.6	350
9/15/1996	18	55.6	360
6/4/1997	18	85.2	350

Source: Aqaba Airport, 2004

ΠΙΝΑΚΑΣ 5.1 *Ανεμολόγιο*

αεροδρόμιο της Άκαμπα μερικά χιλιόμετρα προς την ηπειρωτική ενδοχώρα σε επίπεδο πεδίο από το 1983, όπως φαίνεται στον Πίνακα 5.1, και τρεις φορές τη μέρα στο λιμάνι της Άκαμπα κοντά στην εξεταζόμενη περιοχή μεταξύ 1983 και 1989. Τα συμπεράσματα σε ποσοστό εμφάνισης για κάθε κατεύθυνση με αυξητικό βήμα 22.5° (δηλ. Β, ΒΒΑ, ΒΑ κ.τ.λ.) φαίνεται στο ροδόγραμμα της Εικόνας 4.9. Τα στοιχεία του Πίνακα 5.1 δείχνουν ότι άνεμοι με εντάσεις πάνω από 7Bf εμφανίζονται κατά μέσο όρο δύο φορές το χρόνο. Η κατεύθυνση του ανέμου δίνει στον τομέα ΒΔ ως ΒΒΑ συχνότητα εμφάνισης πάνω από 91% και μόνο μερικές μονάδες επί τοις εκατό για τους νοτιάδες.

Τα αντίστοιχα μετεωρολογικά δεδομένα που έχουν συλλεχθεί στο λιμάνι της Άκαμπα δίνουν τα ίδια αποτελέσματα, όπως φαίνονται στους Πίνακες 5.2-5.3. Η μέση ταχύτητα ανέμου είναι 8.6 knots (δηλ. 3Bf).



Note: Wind data from Aqaba Airport between 1983 and 2003

Occurrence Frequency of Wind Direction

ΕΙΚΟΝΑ 5.9 Ροδόγραμμα Περιοχής Αεροδρομίου Άκαμπα

ΠΙΝΑΚΑΣ 5.2 ΣΥΧΝΟΤΗΤΑ ΕΝΤΑΣΗΣ ΑΝΕΜΟΥ

Wind force (Bf)	Frequency (%)
Calmness	5
1	7
2	21
3	35
4	28
5	3
≥6	1
Total	100

ΠΙΝΑΚΑΣ 5.3 ΣΥΧΝΟΤΗΤΑ ΚΑΤΕΥΘΥΝΣΗΣ ΑΝΕΜΟΥ

Wind direction	Frequency (%)
Northerly	70
Southerly	8
Other directions	17
Calmness	5
Total	100

Η παραπάνω εικόνα του ανεμολογικού καθεστώτος στην περιοχή επιβεβαιώνεται και από τις αντίστοιχες τιμές σχεδιασμού όπως αυτές έχουν υποτεθεί και σε παλιότερη μελέτη στην Αιγυπτιακή ακτή της Ερυθράς Θάλασσα (Memos, 1996). Οι νοτιάδες είναι σπάνιοι και η ταχύτητα σπανίως ξεπερνά τα 3m/sec, δηλ. 2-3Bf. Η μέγιστη πνοή ανέμου φτάνει τα 29m/sec στην περιοχή.

5.2.2. Παλίρροιες

Οι αστρονομικές παλίρροιες κατά μήκος της ακτογραμμής της Άκαμπα είναι μεικτού ημι-ημερησίου (mixed semi-diurnal) τύπου. Οι παλίρροιες μετρώνται στο Marine Science Station (MSS) Aqaba (2005), περίπου 9km από την περιοχή. Μέσα σε μία περίοδο 5 ετών μία διακύμανση 55cm στην ετήσια Μέση Στάθμη Θάλασσας έχει καταγραφεί. Μέσα σε ένα έτος (2004) το εύρος παλίρροιας ήταν 1.42m με μέγιστο +0.94m και ελάχιστο -0.48m για παγκόσμια ΜΣΗ ±0.00. Την ίδια χρονιά η ΜΣΗ στον κόλπο της Άκαμπα ήταν στα +0.16m ως προς το ίδιο επίπεδο αναφοράς. Πρέπει να σημειωθεί ότι το επίπεδο αναφοράς του έργου κείται 1.48m ψηλότερα από την παγκόσμια ΜΣΗ. Σύμφωνα με την Εθνική Χαρτογραφική Υπηρεσία της Ιορδανίας όπως σημειώνεται στην αναφορά των Noble Consultants, Inc. (2004) τα παλιρροιακά χαρακτηριστικά στο λιμάνι της Άκαμπα έχουν ως εξής (Πίνακας 5.4):

ΠΙΝΑΚΑΣ 5.4 ΧΑΡΑΚΤΗΡΙΣΤΙΚΑ ΠΑΛΙΡΡΟΙΑΣ ΣΤΟ ΛΙΜΑΝΙ ΤΗΣ ΑΚΑΜΠΑ

Μέση Πλήμμη Συζυγιών (Mean Spring High Water)	+1.10 m
Μέση Ρηχία Συζυγιών (Mean Spring Low Water)	+0.30 m

Μέση Πλήμμη Τετραγωνισμών (Mean Neap High Water)	+0.90 m
Μέση Ρηγία Τετραγωνισμών (Mean Neap Low Water)	+0.50 m
Μέση Στάθμη Θάλασσας (ΜΣΘ) (Mean Sea Level)	+0.70 m
Κατώτατη Ρηγία (Lowest Astronomical Tide)	±0.00 m

Μετρήσεις του MSS δίνουν διακύμανση μέσα σε ένα παλιρροιακό κύκλο από 0.3 ως 1m. Παλιότερα στοιχεία δίνουν (Memos, 1987) παλιρροιακό εύρος 1.25m.

Οι πίνακες παλίρροιας του British Admiralty δίνουν (Πίνακας 5.5):

ΠΙΝΑΚΑΣ 5.5 ΧΑΡΑΚΤΗΡΙΣΤΙΚΑ ΠΑΛΙΡΡΟΙΑΣ ΣΤΗΝ ΠΕΡΙΟΧΗ ΤΗΣ
ΑΚΑΜΠΙΑ (από πίνακες του British Admiralty)

Κατώτατη Ρηγία (LAT)	±0.00 m
Μέση Πλήμμη Συζυγιών	+1.10 m
Εποχιακή αλλαγή στη ΜΣΘ	Μεταξύ +0.10 m και -0.20 m

Μετρήσεις που διεξήχθησαν από τους Doxiades Associates για το Υπουργείο Εθνικής Οικονομίας μέσα σε μία περίοδο τριών ετών δίνουν διακύμανση θαλάσσιας επιφάνειας από +1.66m σε +0.12m με ±0.00 να αντιστοιχεί στη χαμηλότερο παρατηρούμενο επίπεδο στάθμης. Ο Memos (1987) υιοθετεί τα ακόλουθα σχεδιαστικά κριτήρια :

Κατώτατη Ρηγία (LAT)	±0.00 m
Μέση Στάθμη Θάλασσας (ΜΣΘ)	+0.80 m
Μέση Πλήμμη Συζυγιών	+1.10 m
Ανώτατη Πλήμμη (HAT)	+1.50 m
Εποχιακή αλλαγή στη ΜΣΘ	+0.10 m ως -0.20 m

5.2.3. Κύματα

Η περιοχή εκτίθεται σε κύματα από διευθύνσεις με μικρό εύρος γωνιών πρόσπτωσης στην ακτή, από 195° ως 230° με 3.4% πιθανότητα εμφάνισης μέσα σε μια περίοδο συλλογής δεδομένων 21 ετών. Ο κόλπος της Άκαμπα έχει στενό και επίμηκες σχήμα το οποίο απαγορεύει την ύπαρξη ικανών αναπτυγμάτων πελάγους (fetch) για την πλήρη ανάπτυξη των κυμάτων. Η πρόγνωση του κυματικού πεδίου της περιοχής με ένα απλό φασματικό μοντέλο της Pacific Weather Analysis (1982) δίνει τα ακόλουθα αποτελέσματα:

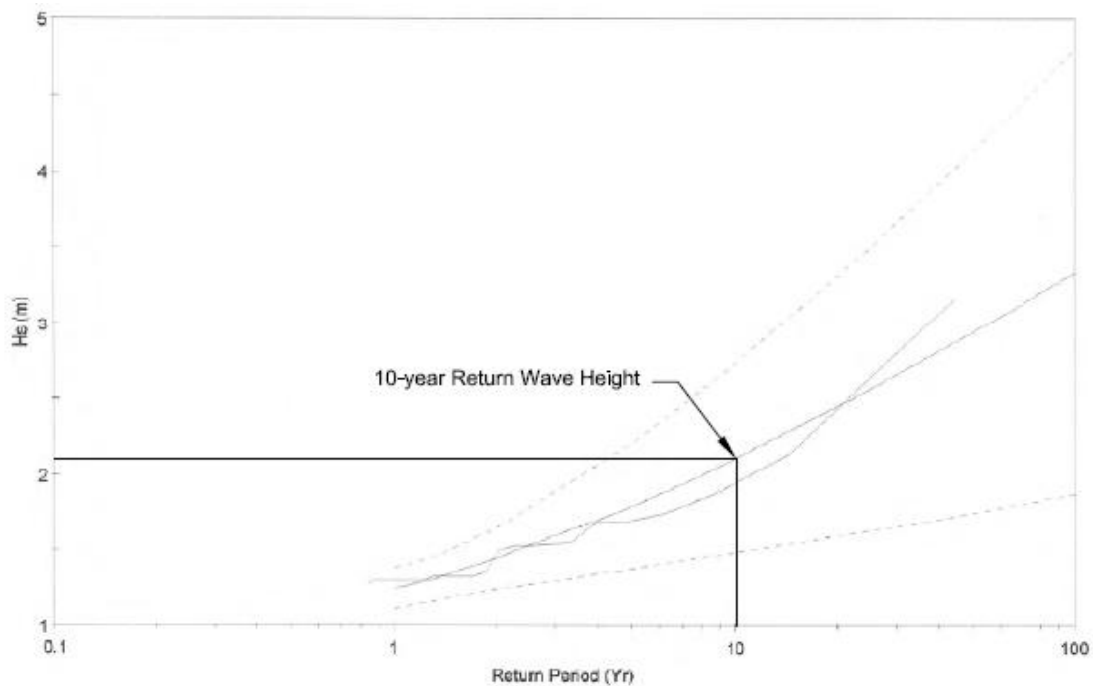
Σημαντικό Ύψος Κύματος	$H_s=3.15$ m
Κυρίαρχη Περίοδος Κύματος	$T_p=8.2$ sec
Κυρίαρχη Κατεύθυνση Κύματος	209°

Οι συγκεκριμένες τιμές υπολογίστηκαν σε βάθος 50m, 0.8km NND της περιοχής. Η αντίστοιχη μέτρηση από το Αεροδρόμιο της Άκαμπα δίνει 65km/hour (δηλ. 35knots) για 200°. Τα αποτελέσματα της συγκεκριμένης ανάλυσης έδειξαν ότι 90% των επερχόμενων κυμάτων έχουν $H_s \leq 1$ m. Οι άνεμοι ικανοί αν προκαλέσουν τέτοια κύματα εμφανίζονται κυρίως την περίοδο μεταξύ Φεβρουαρίου και Μαΐου.

Στατιστική επεξεργασία των ακραίων υψών κύματος βασισμένη στο σύστημα ACES (USACE, 1992) με υιοθέτηση της προσέγγισης από Goda (1988) και για μονοπαραμετρική κατανομή Weibull με εκθέτη 0.75 (Εικ.5.10) δίνουν για τα ύψη κύματος στα βαθειά τα ακόλουθα αποτελέσματα του Πίνακα 5.6:

ΠΙΝΑΚΑΣ 5.6 ΕΚΤΙΜΩΜΕΝΑ ΥΨΗ ΚΥΜΑΤΟΣ ΣΤΑ ΒΑΘΕΙΑ

Περίοδος Επαναφοράς (yr)	2	5	10	25	50	100
H_s (m)	1.45	1.80	2.11	2.57	2.95	3.34



ΕΙΚΟΝΑ 5.10 Weibull Κατανομή για τα ύψη κύματος

Σε παλιότερη μελέτη (Memos, 1987) για τα ύψη κύματος στα βαθιά έχει υπολογιστεί $H_s=2.60\text{m}$ για νοτιάδες έντασης 8Bf. Η σχετική περίοδος είναι $T_s=6.3\text{sec}$ και η ελάχιστη διάρκεια πνοής ανέμου 3.6hours. Αυτή η εικόνα δένει καλά με την προηγηθείσα ανάλυση που βασίζεται σε ανεμολογικά αρχεία 21 ετών, που δίνουν μέγιστη ένταση ανέμου 8Bf για τους νοτιάδες.

Στη Genimar Report (2001) για την γειτονική Private Marina τα ακόλουθα κυματικά χαρακτηριστικά υιοθετήθηκαν:

Περίοδος Επαναφοράς 50-yr : $H_s=2.9\text{ m}$, $T=7.5\text{ sec}$

Περίοδος Επαναφοράς 100-yr : $H_s=3.4\text{ m}$, $T=8\text{ sec}$

Οι άνω περίοδοι δεν διασαφηνίζεται ως προς το ποιά περίοδο αντιπροσωπεύουν.

5.2.4. Κυματικές Καταιγίδες

Μόνο σκόρπιες πληροφορίες είναι προσιτές όσο αφορά σε επιφανειακή υπερανύψωση λόγω κυματικής καταιγίδας (storm surge). Παλιότερες καταγραφές από την MSS (Memos, 1987) δίνουν 1.00m διακύμανση κυρίως λόγω ανέμων, όμως αυτό το γεγονός πρέπει να θεωρείται πολύ σπάνιο δεδομένου του ανεμολογικού κλίματος και των γεωγραφικών χαρακτηριστικών της περιοχής του Κόλπου της Άκαμπα.

5.3. Δεδομένα/Συνθήκες Εισαγωγής

Γενικά οι περίοδοι επαναφοράς που θα χρησιμοποιηθούν είναι αυτές των δέκα (10-yr) και των πενήντα (50-yr) ετών.

5.3.1. Κύριες Παράμετροι

5.3.1.1. Άνεμοι

Για το NSW module μόνο εισάγονται άμεσα τιμές ταχύτητας και κατεύθυνσης ανέμου καθώς το συγκεκριμένο μοντέλο χρησιμοποιεί ως στοιχεία ανεμογενείς κυματισμούς παρά swell. Συνεπώς είναι πιο ρεαλιστικό να εντάξουμε και ανεμολογικά στοιχεία εισαγωγής παράλληλα με τα υπολογισθέντα επερχόμενα ανεμογενή κύματα στο ανοιχτό όριο του υπολογιστικού πεδίου προσομοίωσης. Οι άνεμοι που σχετίζονται με τα 10-yr και 50-yr κυματικά συμβάντα καθορίζονται με τη χρήση του υλικού της παραγράφου §5.2.1. Εξετάζοντας τις τιμές στις αναφορές των Noble Consultants, Inc. (2004) και των υπολοίπων οι ακόλουθες συνθήκες εισαγωγής υιοθετούνται τελικά για τους υπολογισμούς του κυματικού μοντέλου:

Περίοδος Επαναφοράς 50-yr :	20m/s	NNΔ (SSW)
Περίοδος Επαναφοράς 10-yr :	16m/s	N (S)

5.3.1.2. Παλίρροιες

Ανακαλώντας τις διαθέσιμες πληροφορίες αναφορικά με τα επίπεδα παλίρροιας όπως αυτά παρουσιάζονται στην παράγραφο §5.2.2 κανείς εύκολα μπορεί να συμπληρώσει τα επίσημα εθνικά δεδομένα στο λιμάνι της Άκαμπα (Πίνακας 5.4) με αυτά του British Admiralty (Πίνακας 5.5) για την ανώτατη πλήμμη (HAT), η οποία φαίνεται να είναι 1.50m πάνω από την κατώτατη αστρονομική ρηχία (LAT). Το επίπεδο αναφοράς (τοπική ΜΣΗ) του Saraya Aqaba Project (± 0.00) βρίσκεται 1.48m ψηλότερα από την παγκόσμια ΜΣΗ, σύμφωνα με τα στοιχεία του MSS. Δεν υπάρχουν ξεκάθαρα στοιχεία για μεγάλο χρονικό διάστημα για να καθορίσει κανείς την ακριβή διαφορά των δύο επιπέδων αναφοράς. Παίρνοντας υπόψη πρόσφατες μετρήσεις του MSS για μία περίοδο 5 ετών, συμπεραίνει κανείς ότι ο μέσος όρος της τοπικής ΜΣΗ βρίσκεται 0.30m πάνω από την παγκόσμια ΜΣΗ. Συνεκδοχικά τα ακόλουθα επίπεδα παλίρροιας (Πίνακας 5.7) ορίζονται ως στοιχεία εισαγωγής στα

μοντέλα και τις αναλυτικές σχέσεις υπολογισμού του συντελεστή κυματικής μετάδοσης K_t .

ΠΙΝΑΚΑΣ 5.7 ΔΕΛΟΜΕΝΑ ΕΙΣΑΓΩΓΗΣ ΕΠΙΠΕΔΟΥ ΠΑΛΙΡΡΟΙΑΣ

Tidal Measures	Project Datum	Architect's Datum
Highest Astronomical Tide	-0.40 m	+2.30 m
Mean Spring High Water	-0.80 m	+1.90 m
Mean Neap High Water	-1.00 m	+1.70 m
Mean Sea Level	-1.20 m	+1.50 m
Mean Neap Low Water	-1.40 m	+1.30 m
Mean Spring Low Water	-1.60 m	+1.10 m
Lowest Astronomical Tide	-1.90 m	+0.80 m
Global Mean Sea Level	-1.50 m	+1.20 m

Όπως σημειώνεται και στον προηγούμενο πίνακα τα αρχιτεκτονικά σχέδια στη διάθεσή μας υποθέτουν την τοπική ΜΣΗ ως μία ανύψωση +1.50m. Συνεπώς οι περιπτώσεις που μελετώνται είναι:

Μέση Στάθμη Θάλασσας (ΜΣΘ)	±0.00
Ανώτατη Πλήμμη (HAT)	+0.80 m
Κατώτατη Ρηχία (LAT)	-0.70 m

5.3.1.3. Κύματα

Συνεκτιμώντας τα στοιχεία της παραγράφου §5.2.3 και έπειτα από συνεννόηση με τους συμβούλους του Project, οι παρακάτω τιμές εισάγονται στους υπολογισμούς:

10-yr Σημαντικό Ύψος Κύματος στα βαθειά, $H_{s0}= 2.11$ m

50-yr Σημαντικό Ύψος Κύματος στα βαθειά, $H_{s0}= 2.95$ m

Μαζεύοντας τη διασκορπισμένη πληροφορία αναφορικά με τις περιόδους στην περιοχή και εκτιμώντας τα σχετικά γραφήματα της μεθόδου SMB (SPM, 1984) μπορούμε να συσχετίσουμε τις ακόλουθες τιμές περιόδων στα παραπάνω σημαντικά ύψη κύματος:

$$\begin{aligned} \text{Περίοδος Επαναφοράς 10-yr : } & T_s=5.8\text{sec} , T_p=6.1\text{sec} \\ \text{Περίοδος Επαναφοράς 50-yr : } & T_s=6.8\text{sec} , T_p=7.14\text{sec} \end{aligned}$$

Σημειώνεται ότι οι περίοδοι που αντιστοιχούν στην κορυφή του ενεργειακού φάσματος T_p υπολογίζονται με μία προσαύξηση της τιμής περιόδου του σημαντικού ύψους κύματος T_s , κατά 5% σύμφωνα με τον Goda (1985), δηλαδή $T_p=1.05 \cdot T_s$.

Οι παραπάνω τιμές αναφέρονται σε συνθήκες στα βαθιά, με $h=-50\text{m}$. Μετατροπές του κύματος πρέπει να ληφθούν υπόψη και ιδιαίτερα αυτές λόγω ρήχωσης και διάθλασης, έτσι ώστε να εκτιμηθούν οι αντίστοιχες τιμές στα όρια των αριθμητικών προσομοιωμάτων:

- Ανοιχτό όριο (offshore boundary) μοντέλων σε βάθος $h=-15\text{m}$
- Υπόθεση ευθειών και παράλληλων ισοβαθών από τα $h=-50\text{m}$ ως τα $h=-15\text{m}$, πράγμα πολύ κοντά στην πραγματικότητα αν δει κανείς τον χάρτη της Εικ.5.4
- Υπολογισμός της ταχύτητας φάσης ομάδας c_{g1} and c_{g2} σε βάθη 50m και 15m, αντίστοιχα, μέσω της εξίσωσης διασποράς $\sigma^2=g \cdot k \cdot \tanh(kh)$
- Υπολογισμός του συντελεστή ρήχωσης $K_s=(c_{g1}/c_{g2})^{1/2}$
- Εφαρμογή του νόμου του Snel $\sin\theta_1/c_1=\sin\theta_2/c_2$ για τον υπολογισμό της κυματικής διεύθυνσης, όπου θ η κυματική διεύθυνση αναφορικά με την ορθογωνική της ακτής, όπου c η ταχύτητα φάσης του κύματος
- Υπολογισμός του συντελεστή διάθλασης $K_r=(\cos\theta_1/\cos\theta_2)^{1/2}$
- Τέλος υπολογίζουμε το μετασχηματιζόμενο ύψος κύματος στηνισοβαθή των $h=-15\text{m}$ μέσω της σχέσης $H_2=K_s \cdot K_r \cdot H_o$

Εφαρμογή της παραπάνω διαδικασίας δίνει τα εξής αποτελέσματα:

$$\begin{aligned} \text{Περίοδος Επαναφοράς 10-yr : } & H_s=1.99 \text{ m} , T_p=6.1\text{sec} \\ \text{Περίοδος Επαναφοράς 50-yr : } & H_s=2.72 \text{ m} , T_p=7.14\text{sec} \end{aligned}$$

Αποτέλεσμα των σχετικών υπολογιστικών μεθόδων με το κατάλληλο λογισμικό εργαλείο του DHI δίνεται στις επόμενες εικόνες (Εικ.5.11-5.12):

DHI's Linear Wave Calculator



Known waves

You have

- wave parameters in depth (m)
- wave parameters in deep water

50

Specify the wave parameters:

Wave period T (s)

5.8

Wave height H (m)

2.11

Wave direction alpha (°)

0



The calculations are based on the dispersion relationship for progressive water waves and on Snell's Law for straight and parallel offshore contours.

The wave direction alpha is the angle between the wave orthogonal and the coast orthogonal (i.e. alpha is 0° if the wave fronts are parallel to the coast).

Applied constants: $g = 9.82 \text{ m}^2/\text{s}^2$, density = 1028 kg/m^3

Calculated waves

You would like

- wave parameters in depth (m)
- wave parameters in deep water

15

Calculate Reset

Calculated wave parameters:

Wave length L (m)

50.175

Wave number k (m⁻¹)

0.1252

Wave celerity c (m/s)

8.6509

Group celerity c_g (m/s)

5.0850

Parameter G (=2kh/sinh2kh)

0.1756

Ratio of water depth to wave length h/L

0.2989

Relative wave number kh

1.8783

Wave direction alpha (°)

0

Wave height dependent parameters:

Wave height H (m)

1.9921

Max. particle velocity U_{bmax} (m/s)

0.3377

Wave energy E (kJ/m²)

5.0080

Ursell number Ur = HL²/h³

1.4860

EIKONA 5.11 Γραμμικός Μετασχηματισμός Κυματισμού από βαθιιά σε ρηχά νερά (H_s 10-yr)

DHI's Linear Wave Calculator



Known waves

You have

- wave parameters in depth (m)
- wave parameters in deep water

50

Specify the wave parameters:

Wave period T (s)

6.8

Wave height H (m)

2.95

Wave direction alpha (°)

0



The calculations are based on the dispersion relationship for progressive water waves and on Snell's Law for straight and parallel offshore contours.

The wave direction alpha is the angle between the wave orthogonal and the coast orthogonal (i.e. alpha is 0° if the wave fronts are parallel to the coast).

Applied constants: $g = 9.82 \text{ m}^2/\text{s}^2$, density = 1028 kg/m^3

Calculated waves

You would like

- wave parameters in depth (m)
- wave parameters in deep water

15

Calculate Reset

Calculated wave parameters:

Wave length L (m)

64.795

Wave number k (m⁻¹)

0.0969

Wave celerity c (m/s)

9.5287

Group celerity c_g (m/s)

6.2802

Parameter G (=2kh/sinh2kh)

0.3181

Ratio of water depth to wave length h/L

0.2314

Relative wave number kh

1.4545

Wave direction alpha (°)

0

Wave height dependent parameters:

Wave height H (m)

2.7170

Max. particle velocity U_{bmax} (m/s)

0.6200

Wave energy E (kJ/m²)

9.3154

Ursell number Ur = HL²/h³

3.3799

EIKONA 5.12 Γραμμικός Μετασχηματισμός Κυματισμού από βαθιιά σε ρηχά νερά (H_s 50-yr)

5.3.1.4. Κυματικές Καταιγίδες

Εφόσον δεν υπάρχουν αξιόλογα στοιχεία όσο αφορά στις κυματικές καταιγίδες (storm surges) στην περιοχή, μία χονδροειδής εκτίμηση μπορεί να γίνει βάσει των πληροφοριών του ανεμολογικού και βαθυμετρικού πεδίου ανοιχτά της περιοχής υπό εξέταση. Κρίνοντας από τη μεταβολή της κλίσης του θαλάσσιου πυθμένα υποτίθεται

ότι το υδάτινο σώμα μέχρι βάθους $h_o=3\text{m}$ μπορεί να συνισφέρει στη δημιουργία πιθανού ‘storm surge’ στην ακτή όταν φυσούν ισχυροί νοτιάδες. Η ανύψωση (set-up) της ελεύθερης επιφάνειας της θάλασσας στην ακτογραμμή λόγω ανεμοθύελλας για ομοιόμορφη κλίση πυθμένα μπορεί να υπολογιστεί μέσω της ακόλουθης έκφρασης (Dean & Dalrymple, 1984):

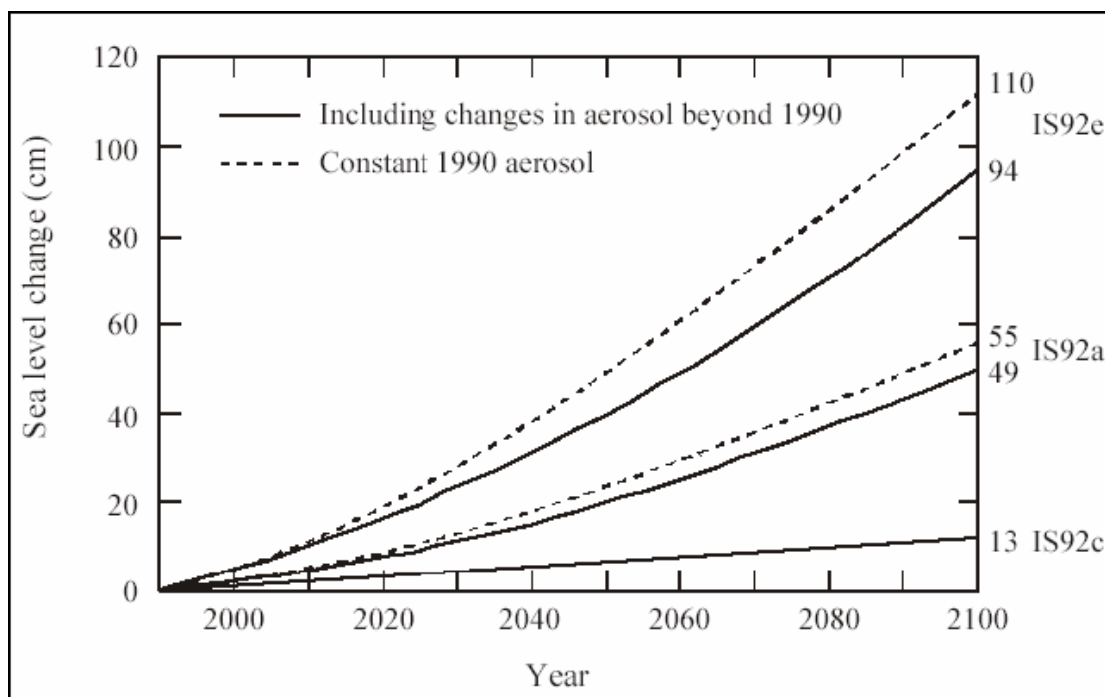
$$y = Ah_o \ln \frac{y/h_o - A}{1 - A} \quad (4.1)$$

όπου A είναι ο λόγος της διαμητικής προς την υδροστατική δύναμη. Υποθέτοντας $A=0.045$, το οποίο ανταποκρίνεται σε υψηλές ταχύτητες ανέμου, λαμβάνουμε ως αποτέλεσμα από την προηγούμενη έκφραση και υιοθετούμε ως τιμή εισαγωγής στην ανάλυσή μας για την ανύψωση της ελεύθερης θαλάσσιας επιφάνειας $y=0.35\text{m}$.

5.3.1.5. Φαινόμενο του Θερμοκηπίου

Η ελεύθερη θαλάσσια επιφάνεια (εν είδη ΜΣΗ) ανυψώνεται όσο η θερμοκρασία των ωκεανών αυξάνεται. Κατά το παρελθόν η παγκόσμια Μέση Στάθμη Θάλασσας ανυψώθηκε κατά 10cm με 20cm. Ο ρυθμός της ανύψωσης αναμένεται ότι θα επιταχυνθεί εξαιτίας των αυξημένων εκπομπών του κλασικότερου αερίου του φαινομένου του θερμοκηπίου CO_2 στην ατμόσφαιρα. Σύμφωνα με την Διακυβερνητική Επιτροπή για τις Κλιματικές Αλλαγές [Intergovernmental Panel for Climate Change (IPCC)] η θαλάσσια επιφάνεια θα ανυψωθεί λόγω της θέρμανσης που προκαλεί η εντατικοποίηση του φαινομένου του θερμοκηπίου οδηγώντας τον πλανήτη σε μία θερμοκρασιακή αύξηση της τάξης των $1.5^\circ\text{--}4.5^\circ\text{C}$ μέχρι το έτος 2100, (Εικόνα 5.13).

Ακολουθώντας το μεσαίο σενάριο ανάμεσα στο αισιόδοξο και το απαισιόδοξο, δηλ. το IS92a της IPCC (2000) και υποθέτοντας κάποιες μεταβολές σε εκπομπές ‘aerosol’, μπορούμε να συμπεράνουμε μια ανύψωση της ΜΣΘ κατά 0.20m για περίοδο 50-yr από το παρόν. Αυτή η τιμή επιλέγεται τελικά και ως δεδομένο εισαγωγής στην προσομοίωσή μας.



ΕΙΚΟΝΑ 5.13 Παγκόσμια Ανύψωση ΜΣΘ κατά την IPCC

Συνολικά συνεπώς αναφορικά με τον καθορισμό της εκάστοτε στάθμης της ελεύθερης επιφάνειας προκύπτει:

➤ για την περίπτωση των 50-yr επαναφοράς και εφόσον θεωρήσουμε τη ΜΣΗ στο ± 0.00 η ανύψωση της ελεύθερης επιφάνειας σε σχέση με την παροντική κατάσταση είναι (HAT + Storm Surge + Greenhouse Set-up = $0.80+0.35+0.20=$) 1.35m.

➤ για την περίπτωση των 10-yr επαναφοράς και εφόσον θεωρήσουμε τη ΜΣΗ στο ± 0.00 η ανύψωση της ελεύθερης επιφάνειας σε σχέση με την παροντική κατάσταση είναι (HAT=) 0.80m καθώς θεωρούμε ότι τα φαινόμενα των κυματικών καταγίδων και της ανύψωσης της ΜΣΘ λόγω θερμοκηπίου δεν έχουν επιρροή.

5.3.2. Δευτερεύουσες Παράμετροι

5.3.2.1. Προσανατολισμός Περιοχής Προσομοίωσης

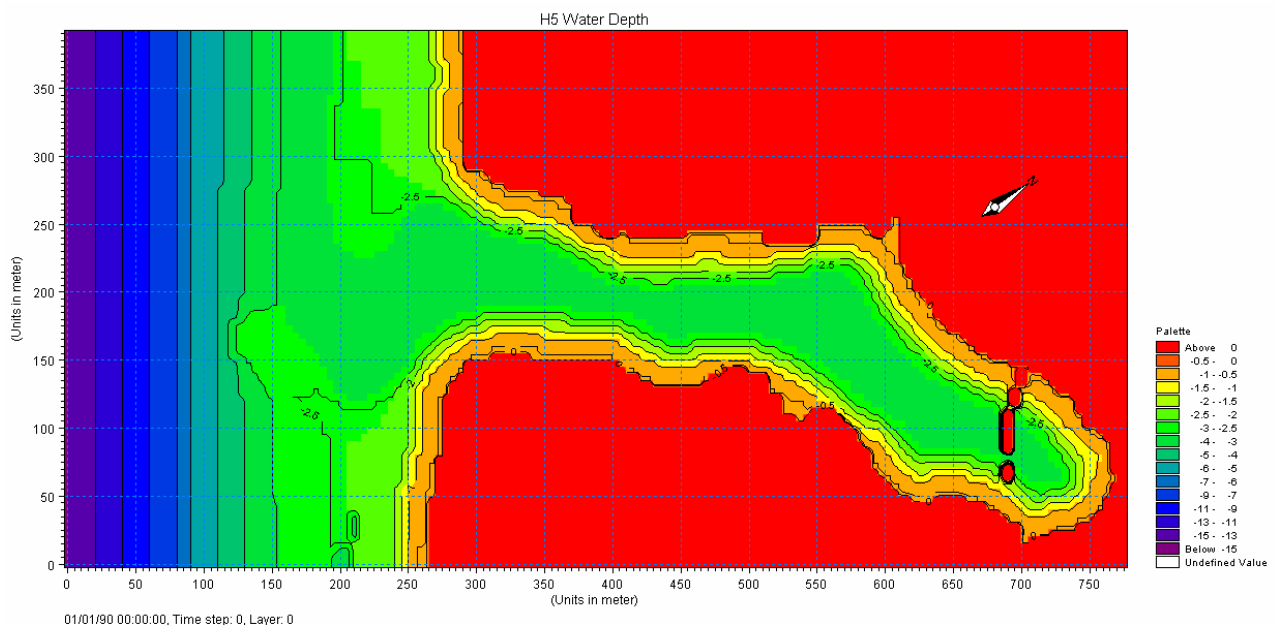
Προσανατολισμός Καννάβου (Grid Orientation):	305.797° \approx 306°
Απόκλιση από Πραγματικό Βορρά (Deviation true North):	54.203° \approx 54° (clockwise)
Γεωγραφικό Μήκος (Longitude):	34° 58min 41.69sec Ανατολικά
Γεωγραφικό Πλάτος (Latitude):	25° 32min 32.69sec Βόρεια

Καθιστούμε σαφές ότι η περιοχή του έργου τοποθετείται στη γεωγραφική ζώνη UTM-36 (το UTM αντιπροσωπεύει το Universal Transverse Mercator)

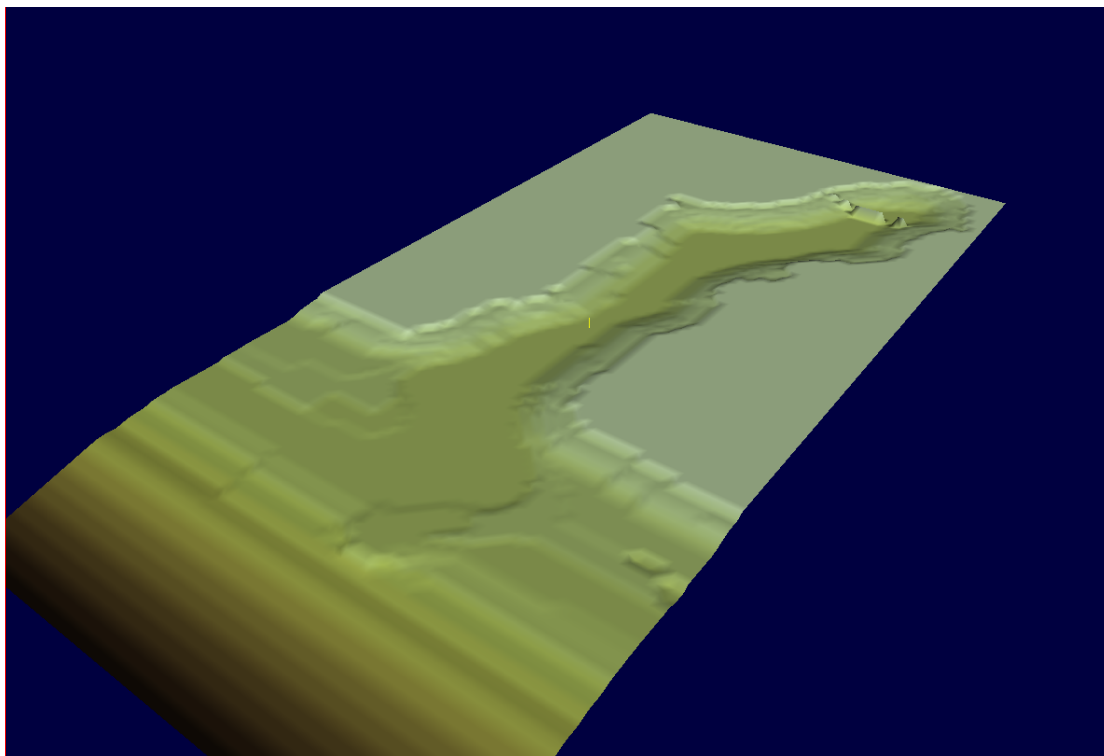
5.3.2.2. Επεξεργασία Καννάβου

ι) 2-D Διάταξη

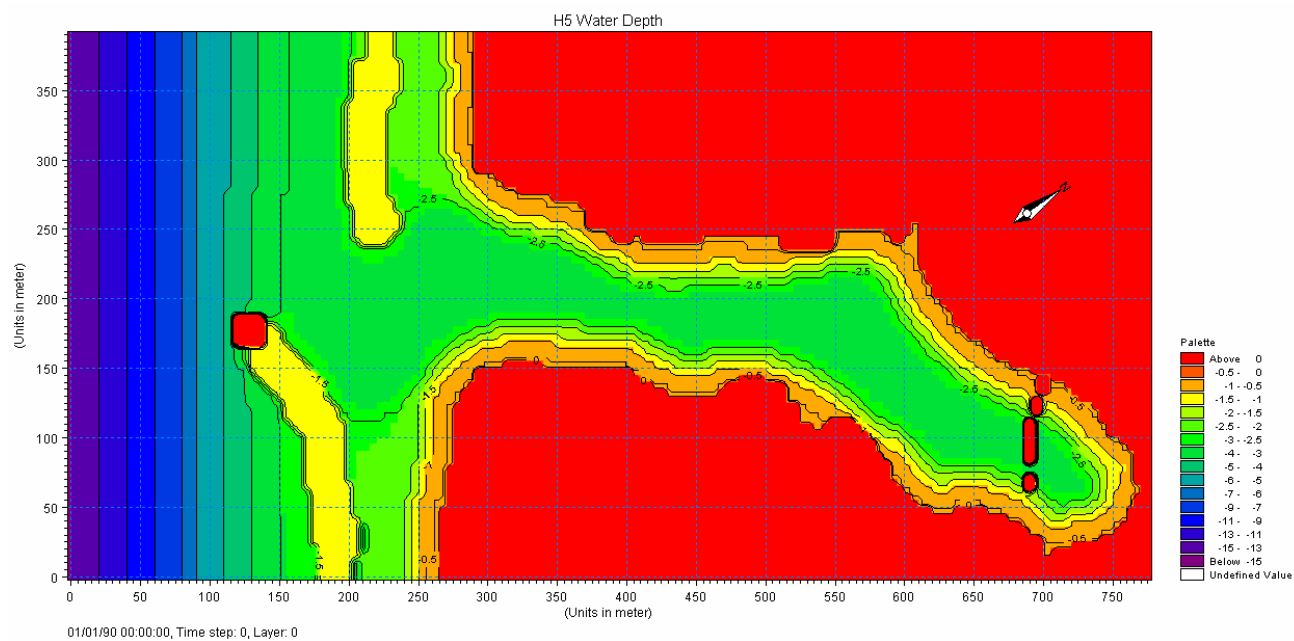
- Αριθμός κόμβων καννάβου σε κάθε κατεύθυνση:
 - 156 κατά τον x-άξονα
 - 79 κατά τον y-άξονα (για την περίπτωση χωρίς κυματοθραύστες)
 - 109 κατά τον y-άξονα (για την περίπτωση με κυματοθραύστες)
- Χωρικό βήμα καννάβου $\Delta x = \Delta y = 5\text{m}$ το οποίο μεθερμηνεύμενο δίνει $156 * 5 = 780\text{m}$ στην x-διεύθυνση και $79 * 5 = 395\text{m}$ ή $109 * 5 = 545$ στην y-διεύθυνση
- Το πραγματικό χερσαίο κομμάτι αντιπροσωπεύεται από την τιμή 10 στο output της βαθυμετρίας
- Υπάρχουν 2 κύριες διατάξεις, μία χωρίς έργα προστασίας Εικ.5.14 (2-D) και Εικ.5.15 (3-D) και η άλλη συμπεριλαμβανομένων των Υ. Κ. και του φάρου Εικ.5.16 (2-D) και Εικ.5.17 (3-D).



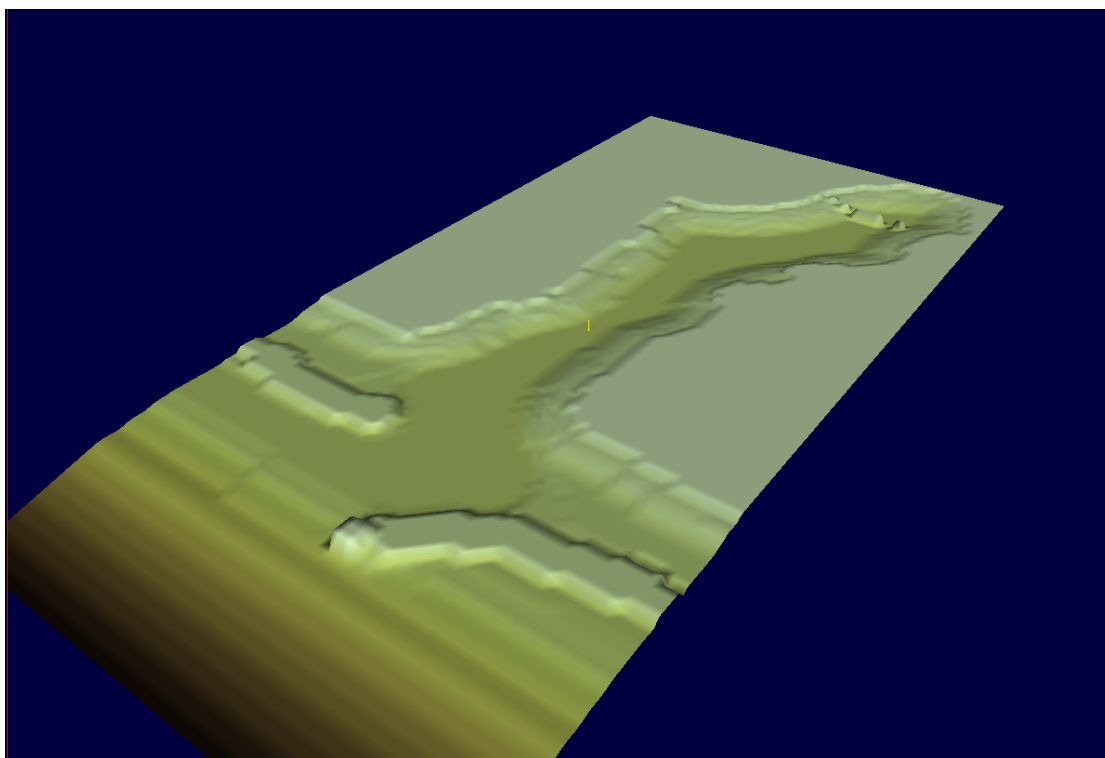
ΕΙΚΟΝΑ 5.14 Οριζοντιογραφία χωρίς τους Υ. Κ.



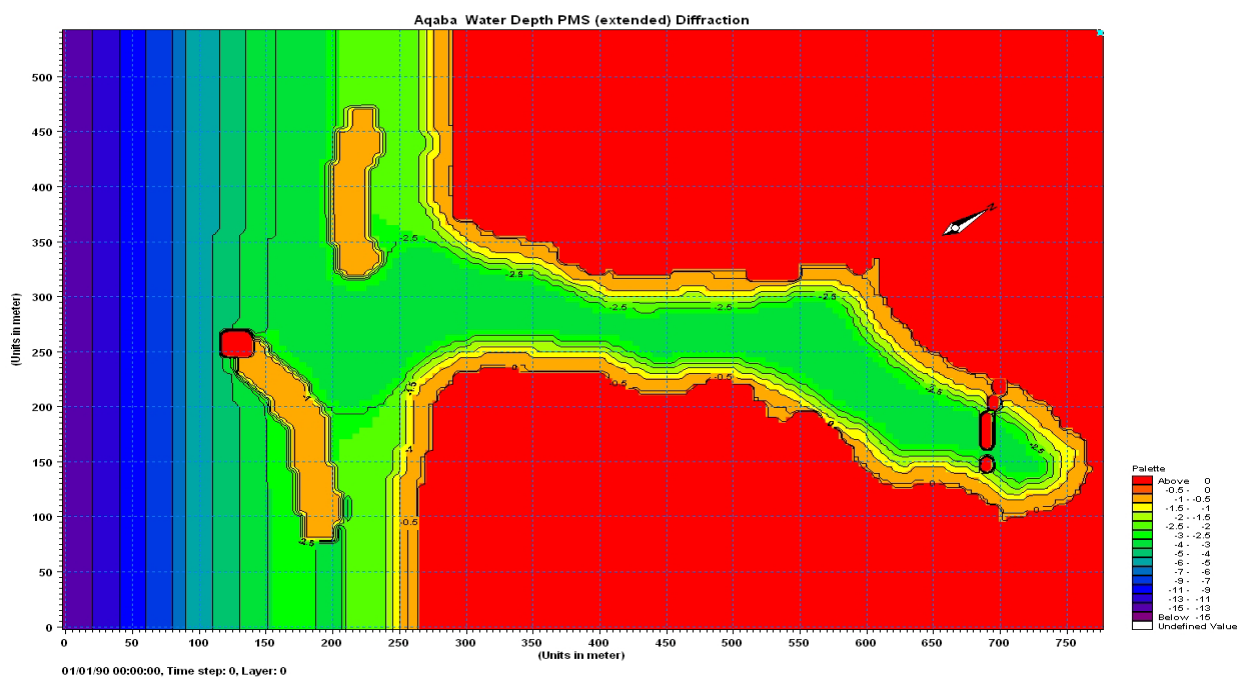
ΕΙΚΟΝΑ 5.15 Τρισδιάστατη Προοπτική Απεικόνιση χωρίς τους Υ. Κ.



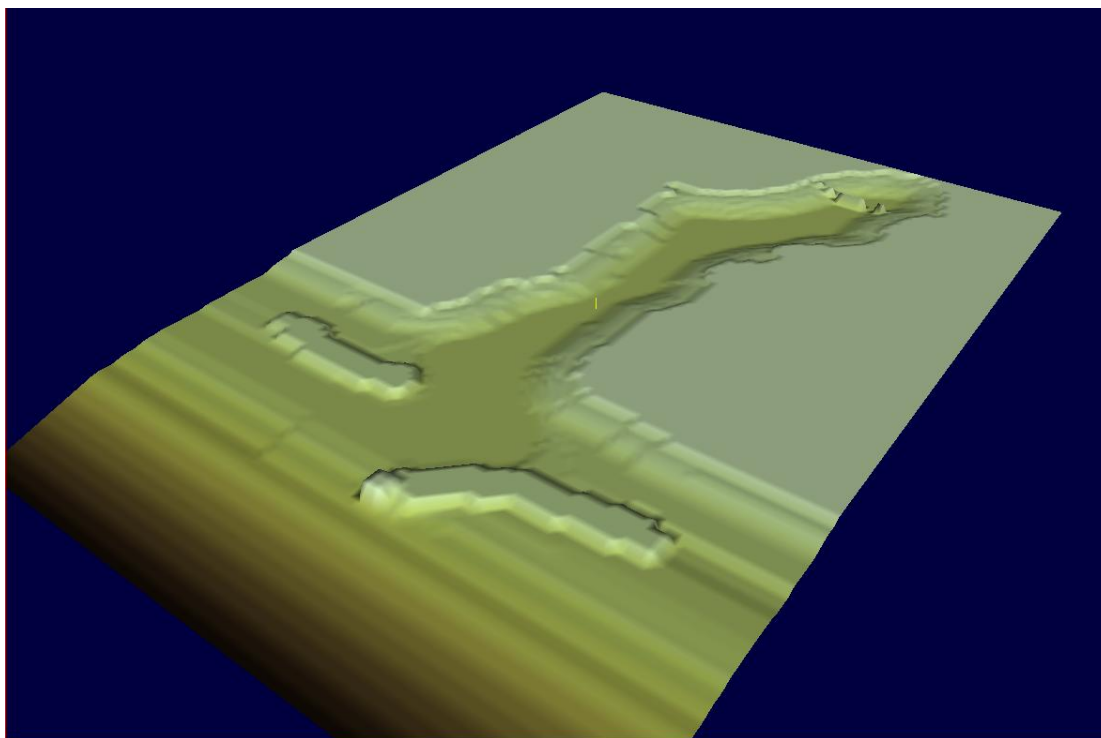
ΕΙΚΟΝΑ 5.16 Οριζοντιογραφία με τους Υ. Κ.



ΕΙΚΟΝΑ 5.17 Τρισδιάστατη Προοπτική Απεικόνιση με τους Υ. Κ.



ΕΙΚΟΝΑ 5.18 Εκτεταμένη Οριζοντιογραφία με τους Υ. Κ.

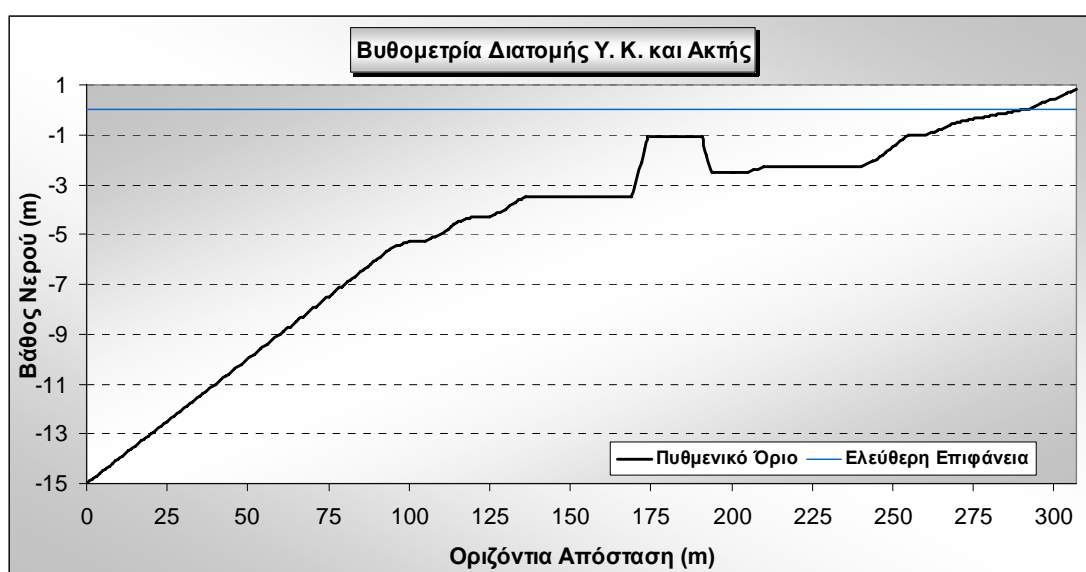


ΕΙΚΟΝΑ 5.19 Εκτεταμένη Τρισδιάστατη Προοπτική Απεικόνιση με τους Υ. Κ.

ii) 1-D Διάταξη

- Αριθμός κόμβων προφίλ: 308 κατά τον x-άξονα
- Χωρικό βήμα προφίλ καννάβου $\Delta x=1\text{m}$

Η βυθομετρία της διατομής της ακτής και του Υ. Κ. για τις 1-D προσομοιώσεις δίνονται στο ακόλουθο γράφημα (Εικόνα 5.20):



ΕΙΚΟΝΑ 5.20 Προφίλ Διατομής Ακτής και Υφαλου Κυματοθραύστη

5.3.2.3. Κλίσεις Πρανών Υφαλον Κυματοθραύστη

Το προσήνεμο πρανές έχει κλίση 1:2 και το υπήνεμο 1:1.5 για όλες τις περιπτώσεις εφαρμογής.

5.3.2.4. Συντελεστές Τραχύτητας Πυθμένα κατά Nikuradse

Τα στοιχεία εισαγωγής για τον υπολογισμό των ενεργειακών απωλειών λόγω τριβής στον πυθμένα, όπως ορίζονται από τις υπολογιστικές απαιτήσεις του μοντλεου στην παράγραφο §3.4, είναι:

Περιοχή Κυματοθραύστη: $k_N=0.0125\text{m}$, $d_{50}=0.005\text{m}$

Υπόλοιπο Πεδίο: $k_N=0.0003\text{m}$, $d_{50}=0.00012\text{m}$

5.3.3. Ειδικά Δεδομένα σε κάθε προσέγγιση

5.3.3.1. Εμπειρικές Σχέσεις

i) Προκαταρκτική Εφαρμογή

- Πλάτος στέψης $B=17\text{m}$
- Ελεύθερο ύψος $F=0.90\text{m}$
- Βάθος νερού στον ανάντη πόδα της κατασκευής $h_r=3.68\text{m}$ στο παρόν, $h_r=4.48\text{m}$ για 10-yr και $h_r=5.03\text{m}$ για 50-yr
- Τα θεωρούμενα σημαντικά ύψη επερχόμενου κύματος στον πόδα της κατασκευής για κάθε περίοδο επαναφοράς είναι:

Χαρακτηριστικά Σημαντικού Κύματος στον Πόδα της Κατασκευής

10 year	$H_s= 1.89 \text{ m}$	$T_p=6.1 \text{ sec}$
50 year	$H_s= 2.92 \text{ m}$	$T_p=7.14 \text{ sec}$

για τη μέθοδο μετατροπής του κύματος κατά Weggel (CEM, 2004) όπως αυτή περιγράφεται στην παράγραφο §5.3.1.3.

Παρόλα αυτά καθώς τα κύματα διαδίδονται προς την ακτή η κατανομή Rayleigh σταδιακά παύει να ισχύει λόγω κυρίως της θραύσης των κυμάτων, για αυτό το λόγο οι παραπάνω τιμές μπορεί να αντιπροσωπεύουν μεγαλύτερα ύψη

από το σημαντικό (significant). Προκαταρκτικά αποτελέσματα σε τροποποιημένο φάσμα ΤΜΑ*, όπως αυτό περιγράφεται στο Παράρτημα Β1, δίνουν:

Ύψος Σημαντικού Κύματος στον Πόδα της Κατασκευής (ΤΜΑ*)

10 year	$H_s = 1.16 \text{ m}$
50 year	$H_s = 1.49 \text{ m}$

Για τον σκοπό όμως της προμελέτης, όπου επιζητούμε αυξημένη ευστάθεια της κατασκευής προτείνεται η υιοθέτηση των τιμών του «σημαντικού» ύψους κύματος λόγω γραμμικής μετατροπής, στη σχέση του Van der Meer (1991) §2.4 δεδομένου ότι η στάθμη του νερού θεωρείται κάθε φορά στο ελάχιστό της (δυσμενέστερη περίπτωση).

Όσο αφορά στην εισαγωγή των δεδομένων στις σχέσεις της κυματικής μετάδοσης δύο προσεγγίσεις εξετάζονται:

- Συνθήκες «σημαντικού» ύψους κύματος όπως υπολογίστηκε πιο πάνω.
- Συνθήκες μέγιστου ύψους κύματος όπως υπολογίζεται στη συνέχεια.

Το μέγιστο ύψος κύματος στα βαθιά βασίζεται σε κατανομή Rayleigh και δίνει:

10 year	$H_{\max} = 2.11 \times 1.87 = 3.95 \text{ m}$
50 year	$H_{\max} = 2.95 \times 1.87 = 5.52 \text{ m}$

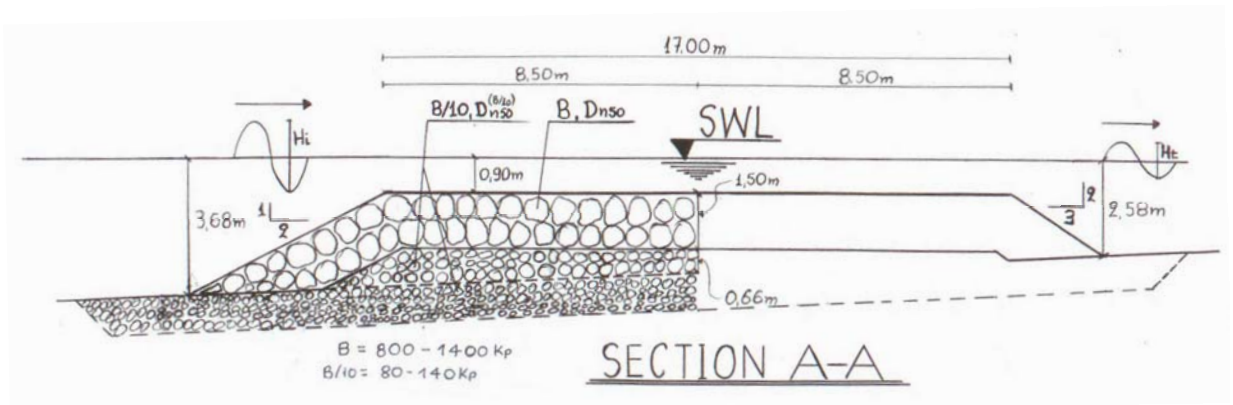
Όταν για τις παραπάνω τιμές εφαρμοστεί η μέθοδο μετατροπής του κύματος κατά Weggel (CEM, 2004) όπως αυτή περιγράφεται στην παράγραφο §5.3.1.3 προκύπτουν οι ακόλουθες τιμές στον πόδα του Υ. Κ.:

10 year	$H_{\max} = 3.54 \text{ m}$, σε βάθος $h = 4.48 \text{ m}$
50 year	$H_{\max} = 4.02 \text{ m}$, σε βάθος $h = 5.03 \text{ m}$

- Ονομαστική διάμετρος ογκολίθων θωράκισης $D_{n50} = 0.76 \text{ m}$ με αντίστοιχο βάρος $B_{n50} = 1137 \text{ k}$ όπως προκύπτει μετά την εφαρμογή της διαδικασίας του Van der Meer (1991) στην παράγραφο §2.4. Η πυκνότητα

των ογκολίθων θωράκισης λαμβάνεται $2600\text{kg}/\text{m}^3$. Προτείνεται εύρος ογκολίθων από 800kp ως 1500kp (Μέμος, 2005).

Η δεύτερη στρώση αποτελείται από ογκολίθους με βάρος $b=B_{n50}/10=114\text{kp}$ και διάμετρο $d=0.35\text{m}$. Το εύρος των βαρών πρέπει αν είναι 80kp-140kp (Μέμος, 2005). Το πλάτος της κύριας στρώσης ογκολίθων θα είναι $w=1.50\text{m}$. Όλα αυτά φαίνονται στο σκαρίφημα της Εικόνας 5.21.



ΕΙΚΟΝΑ 5.21 Σκαρίφημα Προτεινόμενης Διατομής Υφαλου Κυματοθραύστη

Τελικά τα ακόλουθα ύψη κύματος στον πόδα της κατασκευής που υιοθετούνται στην ανάλυση μας είναι (Πίνακας 5.8):

ΠΙΝΑΚΑΣ 5.8 Σημαντικό και Μέγιστο Ύψος Κύματος στον Πόδα της Κατασκευής

	10-yr	50-yr
$H_{s,i}$ (m)	1.89	2.92
$H_{max,i}$ (m)	3.54	4.02

ii) Ερευνητική Εφαρμογή

- Πλάτος στέψης $B=25\text{m}$
- Ελεύθερο ύψος $F=0.90\text{m}$
- Βάθος νερού στον ανάντη πόδα της κατασκευής $h_r=2.80\text{m}$ στο παρόν, $h_r=3.60\text{m}$ για 10-yr και $h_r=4.15\text{m}$ για 50-yr (Η διαφορά με την προηγούμενη προκαταρκτική εφαρμογή έγκειται στο ότι τα βάθη επιλέγονται έτσι ώστε να ανταποκρίνονται στην πραγματικότητα τη μία φορά και να συμβαδίζουν με τη βαθυμετρία έτσι όπως αυτή εισάγεται στα αριθμητικά προσομοιώματα την άλλη)

➤ Τα θεωρούμενα σημαντικά ύψη επερχόμενου κύματος στον πόδα της κατασκευής για κάθε περίοδο επαναφοράς προκύπτουν από τα αντίστοιχα στα βαθιά μετασχηματιζόμενα είτε γραμμικά με τη μέθοδο μετατροπής του κύματος κατά Weggel (CEM, 2004) όπως αυτή περιγράφεται στην παράγραφο §5.3.1.3 είτε με φάσμα TMA, όπως αυτό περιγράφεται στο Παράρτημα Β2.

➤ Η ονομαστική διάμετρος ογκολίθων θωράκισης D_{n50} υπολογίζεται όπου χρειαστεί και για τις αντίστοιχες συνθήκες μετά την εφαρμογή της μεθόδου του Van der Meer (1991) στην παράγραφο §2.4.

Τελικά τα ακόλουθα ύψη κύματος στον πόδα της κατασκευής που υιοθετούνται στην ανάλυση μας είναι:

ΠΙΝΑΚΑΣ 5.9 Σημαντικό και Μέγιστο Ύψος Κύματος στον Πόδα της Κατασκευής

	10-yr	50-yr
H_{si} (m)	2.09	3.00
H_{maxi} (m)	2.88	3.32

Σημειώνεται ότι H_{si} στον πόδα της κατασκευής λόγω TMA φάσματος είναι 3.6m και 4.25m για 10-yr και 50-yr αντίστοιχα. Συνεπώς προκύπτει για $H_{maxi}=0.8*H_{si}$ 2.88m και $3.4\approx 3.32m$ για 10-yr και 50-yr αντίστοιχα.

5.3.3.2. NSW

➤ Πλάτος στέψης $B=25m$

➤ Ελεύθερο ύψος $F=0.90m$ για την ερευνητική εφαρμογή και $F=1.10m$ για την προκαταρκτική εφαρμογή.

➤ Ο τύπος της προσομοίωσης που επιλέγεται παίρνει υπόψη του μόνο ένα κυματικό γεγονός στο ανοιχτό όριο και αυτό περιγράφεται ως στατική συνθήκη (stationary condition).

➤ Το απαραίτητο μέγεθος της μέσης περιόδου δράσης (action-averaged) T_m έχει τιμές:

50-yr, $T_m=6.512sec$ που αντιστοιχεί σε $T_p=7.14sec$

10-yr, $T_m=5.555sec$ που αντιστοιχεί σε $T_p=6.1sec$

Η μέθοδος υπολογισμού είναι η εξής: Η περίοδος που αντιστοιχεί στη μέση δράση κύματος T_m λαμβάνεται από την περίοδο που αντιστοιχεί στη μέση ενέργεια κύματος (energy-averaged period) T_{01} . Για τυπική τιμή της παραμέτρου κορυφής του φάσματος τύπου Jonswarp (=3.3) ισχύει ότι $T_m = T_{01}/0.91$. Σημειώνεται ότι για το ίδιο φάσμα η σχέση μεταξύ περιόδου κορυφής και μέσης περιόδου είναι $T_p = T_{01}/0.83$.

- Η μέση διεύθυνση διάδοσης κυματισμού (MWD) είναι 7.8° όπως ορίζεται σε σχέση με τον x -άξονα του μοντέλου και μετρημένη θετική με την αντι-ωρολογιακή φορά.
- Δείκτης κατευθυντικής διασποράς $n=8$.
- Η μέγιστη απόκλιση από τη μέση διεύθυνση διάδοσης (MWD) ορίζεται στις 20° .
- Θεωρούμε θραύση των κυμάτων κατά Battjes & Stive (1985) για την προκαταρκτική εφαρμογή και όλα τα μοντέλα της θραύσης όπως αυτά περιγράφονται στην παράγραφο §3.5 για την ερευνητική εφαρμογή.
- Για την εφαρμογή του μοντέλου θραύσης του Johnson (2006) ισχύει: $\gamma_2=1.262$ για 10-yr και $\gamma_2=1.355$ για 50-yr (ερευνητική εφαρμογή)
- Ο άνεμος περιγράφεται μέσω σταθερού πεδίου σε ταχύτητα και διεύθυνση σε όλη την έκταση του μοντέλου με τις ακόλουθες τιμές (Πίνακας 5.10):

ΠΙΝΑΚΑΣ 5.10 Στοιχεία Ανέμου για το NSW

50-yr Περίοδος Επαναφοράς	20 m/sec ταχύτητα ανέμου
	216° ως προς πραγματικό Βορρά (κάθετα στην ακτογραμμή)
10-yr Περίοδος Επαναφοράς	16 m/sec ταχύτητα ανέμου
	180° ως προς πραγματικό Βορρά (φυσώντας από το Νότο)

Το μοντέλο αναπαραγωγής του ανέμου καθορίζεται κάνοντας χρήση της φόρμουλας Jonswarp και παίρνοντας υπόψη την U_{10} τιμή για την ένταση του ανέμου από μετρήσεις σε πραγματικό πεδίο.

5.3.3.3. PMS

- Πλάτος στέψης $B=25\text{m}$
- Ελεύθερο ύψος $F=0.90\text{m}$
- Βάθος νερού στον ανάντη πόδα της κατασκευής $h_i=3.6\text{m}$ για 10-yr και $h_i=4.15\text{m}$ για 50-yr
- Τα θεωρούμενα σημαντικά ύψη επερχόμενου κύματος στον πόδα της κατασκευής για κάθε περίοδο επαναφοράς προκύπτουν από τα αντίστοιχα στα βαθειά μετασχηματιζόμενα είτε γραμμικά με τη μέθοδο μετατροπής του κύματος κατά Weggel (CEM, 2004) όπως αυτή περιγράφεται στην παράγραφο §5.3.1.3 είτε με φάσμα TMA, όπως αυτό περιγράφεται στο Παράρτημα B2.
- Επιλέγεται το minimax μοντέλο με άνοιγμα/διάφραγμα γωνίας 60°
- Τα εγκάρσια όρια είναι συμμετρικά (symmetrical)
- Για την εφαρμογή του μοντέλου θραύσης του Johnson (2006) ισχύει: $\gamma_2=1.262$ για 10-yr και $\gamma_2=1.355$ για 50-yr

5.3.3.4. BW

- Πλάτος στέψης $B=25\text{m}$
- Ελεύθερο ύψος $F=0.90\text{m}$
- Βάθος νερού στον ανάντη πόδα της κατασκευής $h_i=3.6\text{m}$ για 10-yr και $h_i=4.15\text{m}$ για 50-yr
- Τα θεωρούμενα σημαντικά ύψη επερχόμενου κύματος στον πόδα της κατασκευής για κάθε περίοδο επαναφοράς προκύπτουν από τα αντίστοιχα στα βαθειά μετασχηματιζόμενα είτε γραμμικά με τη μέθοδο μετατροπής του κύματος κατά Weggel (CEM, 2004) όπως αυτή περιγράφεται στην παράγραφο §5.3.1.3 είτε με φάσμα TMA, όπως αυτό περιγράφεται στο Παράρτημα B2.
- Για τη θραύση στο BW module εισάγονται τα εξής δεδομένα:
 - Δείκτης μορφής ‘surface roller’ (Roller form factor) 1.5
 - Τύπος φασικής ταχύτητας ‘surface roller’ (Type of roller celerity) 3
 - Δείκτης φασικής ταχύτητας ‘surface roller’ (Roller celerity factor) 1.3

- Αρχική γωνία/κλίση θραύσης (Initial breaking angle) 20°
 - Τελική γωνία/κλίση θραύσης (Final breaking angle) 10°
 - Half-time cut-off roller 1.22
 - Διεύθυνση κύματος (Wave direction) 270 °
- Γίνεται χρήση στρώσεων απορρόφησης ενέργειας (sponge layer) 100 κελιών περίπου 1.5 – 2.5 φορές το μήκος κύματος στα βαθειά.
- Γίνεται χρήση φίλτρου αποκοπής χαμηλών συχνοτήτων (low-pass filtering) ώστε να ‘τρέξει’ το μοντέλο στα πολύ ρηχά σημεία προσομοίωσης με τιμή 0.25 στην στέψη του Υ. Κ. και με παρεμβολή στα πρανή της κατασκευής μέχρι την τιμή 0 (ανύπαρκτο φίλτρο) στο λοιπό πεδίο.

5.4. Σενάρια Εφαρμογής

5.4.1. Προκαταρκτική Εφαρμογή με το NSW

Τέσσερα σενάρια λαμβάνονται υπόψη για την περίπτωση χωρίς τους Υ. Κ. παρόντες:

- α) Σενάριο 50: Ακραίες συνθήκες, με 50-yr κύματα, ανώτατη πλήμμη, κυματική καταγίδα και ανύψωση Ε. Ε. λόγω θερμοκηπίου.
- β) Σενάριο 10M: Κανονικές συνθήκες, με 10-yr κύματα, ΜΣΘ.
- γ) Σενάριο 10H: Ημι-κανονικές συνθήκες, με 10-yr κύματα, ανώτατη πλήμμη.
- δ) Σενάριο 10L: Ημι-κανονικές συνθήκες, με 10-yr κύματα, κατώτατη ρηχία.

Τα παραπάνω σενάρια σχετίζονται με τις ανεμολογικές συνθήκες ως εξής:

Σενάριο (α) : ταχύτητα ανέμου 20m/sec από 216°

Σενάριο (β) ως (δ) : ταχύτητα ανέμου 16m/sec από 180°

Ακολούθως εξετάζονται και τα τέσσερα άνω σενάρια με τις κατασκευές παρούσες και προκύπτουν συνολικά οι συνθήκες όπως αυτές απεικονίζονται στον Πίνακα 5.11 (από 50s ως 10Ls τα καινούρια σενάρια με τους Υ. Κ.).

ΠΙΝΑΚΑΣ 5.11 ΔΕΛΟΜΕΝΑ ανά ΣΕΝΑΡΙΟ υπό ΔΟΚΙΜΗ

Scenario #	H_s (m)	T_p (sec)	Sea Level (m)	Wind speed (m/s) / direction (°)	Storm Surge (m)	Greenhouse Effect (m)	Submerged breakwaters
50	2.72	7.14	+0.80	20/216	0.35	0.20	NO
10M	1.99	6.1	±0.00	16/180	NO	NO	NO
10H	1.99	6.1	+0.80	16/180	NO	NO	NO
10L	1.99	6.1	-0.70	16/180	NO	NO	NO
50s	2.72	7.14	+0.80	20/216	0.35	0.20	YES
10Ms	1.99	6.1	±0.00	16/180	NO	NO	YES
10Hs	1.99	6.1	+0.80	16/180	NO	NO	YES
10Ls	1.99	6.1	-0.70	16/180	NO	NO	YES

Σημειώνεται ότι η ΜΣΘ (± 0.00) αντιστοιχεί στο +1.50m για το επίπεδο αναφοράς των αρχιτεκτονικών σχεδίων.

5.4.2. Ερευνητική Εφαρμογή για τα μοντέλα και τις αναλυτικές σχέσεις

Οι συνθήκες του κυματικού πεδίου όπως αυτό λαμβάνεται υπόψη στους εμπειρικούς τύπους αλλά και στα μοντέλα διαμορφώνουν τέσσερα διαφορετικά σενάρια:

- Wave condition #1: 10yr H_s μέσω γραμμικού μετασχηματισμού από τα βαθειά στα ρηχά
- Wave condition #2: 10yr H_{max} μέσω γραμμικού μετασχηματισμού από τα βαθειά στα ρηχά (συμπίπτει με μετασχηματισμό με ΤΜΑ-φάσμα και δείκτη θραύσης $H/h=0.8$)
- Wave condition #3: 50yr H_s μέσω γραμμικού μετασχηματισμού από τα βαθειά στα ρηχά
- Wave condition #4: 50yr H_{max} μέσω γραμμικού μετασχηματισμού από τα βαθειά στα ρηχά (συμπίπτει με μετασχηματισμό με ΤΜΑ-φάσμα και δείκτη θραύσης $H/h=0.8$)

Η περιγραφή του φάσματος TMA που συμμετέχει στους υπολογισμούς υπάρχει στο Παράρτημα Β2.

Επιπρόσθετα για τα μοντέλα προσομοίωσης και θέτοντας συνδυαστικά σε εφαρμογή τα 4 αντίστοιχα μοντέλα για τη θραύση όπως αναλυτικά έχουν περιγραφεί στην παράγραφο §4.5 προκύπτουν 13 περιπτώσεις εφαρμογής, 4 για το NSW2DH, 4 για το PMS2DH, 4 για το PMS1DH και 1 για το BW1DH.

6. ΑΠΟΤΕΛΕΣΜΑΤΑ

6.1. Εμπειρικές Σχέσεις

i) Προκαταρκτική εφαρμογή

Όπως έχει προαναφερθεί στην παράγραφο §5.3.3.1.i δύο συνθήκες εισαγωγής δεδομένων θα ληφθούν υπόψη για τη διαδικασία της κυματικής μετάδοσης, με τη μία να εκφράζει ακραίες συνθήκες, εφόσον απαιτείται μέγιστη προστασία για τα παράκτια οικήματα (bungalows). Η άλλη σχετίζεται με το «σημαντικό» ύψος κύματος. Αντιστοιχούν δε και οι δύο περιπτώσεις σε 10 και 50 έτη περίοδο επαναφοράς, με βάθη νερού στον πόδα του Υ. Κ., $h_t=4.48\text{m}$ και $h_t=5.03\text{m}$ αντίστοιχα.

Τα μεγέθη H_{si} και H_{maxi} του Πίνακα 6.1 αντιστοιχούν όπως έχει προαναφερθεί στο σημαντικό και μέγιστο ύψος του επερχόμενου κύματος στον πόδα της κατασκευής. Μπορεί να παρατηρηθεί ότι για τα 50-yr υπάρχει μια (μερική) απόκλιση από την κατανομή Rayleigh καθώς $H_{maxi}^{(50)}/H_{si}^{(50)}=4.02/2.92=1.38<1.87$, όπως ορίζεται από Goda (1985) [$H_{max}=H_s*1.87$], λόγω περιορισμένο βάθος και συνακόλουθα ενισχυμένο φαινόμενο θραύσης κυματισμών.

ΠΙΝΑΚΑΣ 6.1 ΥΨΟΣ ΕΠΕΡΧΟΜΕΝΟΥ ΚΥΜΑΤΙΣΜΟΥ – H_i

	10-yr	50-yr
H_{si} (m)	1.89	2.92
H_{maxi} (m)	3.54	4.02

Οι τρεις περιπτώσεις εφαρμογής των αναλυτικών σχέσεων που παρουσιάζονται στην παράγραφο §3.3.16 συνδυάζονται με της προκαθορισμένες συνθήκες εισαγωγής και δίνουν τις ακόλουθες τιμές του Πίνακα 6.2 για τον συντελεστή μετάδοσης K_t (βλ. Appendix C για K_t από CEM):

ΠΙΝΑΚΑΣ 6.2 ΣΥΝΤΕΛΕΣΤΗΣ ΚΥΜΑΤΙΚΗΣ ΔΙΑΔΟΣΗΣ – K_t

		10-yr			50-yr		
		CEM	D'Angr. et al.	Seabr. & Hall	CEM	D'Angr. et al.	Seabr. & Hall
K_t	(H_s)	0.720	0.577	0.543	0.685	0.543	0.514
	(H_{max})	0.599	0.410	0.436	0.620	0.459	0.466

Εφαρμόζοντας τις άνω τιμές K_t , τα ύψη των μεταδιδόμενων (transmitted) κυμάτων κατάντι της κατασκευής H_{st} , H_{maxt} προκύπτουν ως εξής (Πίνακας 6.3):

ΠΙΝΑΚΑΣ 6.3 ΥΨΟΣ ΜΕΤΑΔΙΔΟΜΕΝΟΥ ΚΥΜΑΤΙΣΜΟΥ – H_t

	10-yr			50-yr		
	CEM	D'Angr. et al.	Seabr. & Hall	CEM	D'Angr. et al.	Seabr. & Hall
H_{st} (m)	1.36	1.09	1.03	2.00	1.58	1.50
H_{maxt} (m)	2.12	1.45	1.54	2.50	1.85	1.88

Σημειώνεται ότι συνήθως κατάντι της κατασκευής πιθανότερα λόγω ρηχών υδάτων το κυματικό πεδίο δεν αντιπροσωπεύεται από κατανομή Rayleigh όσο αφορά στα ύψη κύματος. Συνεπώς η προσέγγιση αυτή, δηλ. η απευθείας μετάδοση μονοχρωματικού (μέγιστου ύψους, H_{maxt} από H_{maxi}) διαμέσω του Υ. Κ. προτιμήθηκε από το να υπολογίσουμε το H_{maxt} βασισμένο στο H_{st} , λόγω κάποιας υποτιθέμενης κατανομής, όπως επισημαίνεται και από αρκετούς συγγραφείς των αναλυτικών τύπων.

Η κρίσιμη περιοχή υπό εξέταση βρίσκεται ακριβώς κάτω από τα bungalows σε μικρή απόσταση από το πέρας των Υ. Κ. και συνεπώς δεν αναμένεται αξιοσημείωτη μεταβολή του μεταδιδόμενου κύματος από τα ακριβώς κατάντι των Υ. Κ. προς αυτή. Εκεί το βάθος της θάλασσας είναι 3.25m (10-yr) και 3.80m (50-yr). Το «άνοιγμα» (ελεύθερος χώρος διάδοσης) από το κάτω μέρος του καταστρώματος έδρασης ως την μέση τιμή της ελεύθερης επιφάνειας της θάλασσας (ΜΣΘ) είναι 2.20m (10-yr) και 1.65m (50-yr).

Στην περιοχή και λόγω ρηχότητας οι μεταδιδόμενοι κυματισμοί είναι εξόχως μη γραμμικοί και περιγράφονται καλύτερα από μεγαλύτερης τάξης κυματικές θεωρίες από ότι η πρώτη τάξης (Airy). Μπορούμε να πούμε ότι μία 2^{ης} τάξης Stokes θεωρία προβλέπει ανύψωση της ελεύθερης επιφάνειας λόγω κύματος χονδρικά κατά $0.6H$ πάνω από τη ΜΣΗ, όπου H είναι το ύψος κύματος. Εφαρμόζοντας αυτή την αναλογία για το μεταδιδόμενο ύψος κύματος και συγκρίνοντας το με τα παραπάνω επίπεδα της ΜΣΘ κάτω από τα bungalows, καταλήγουμε στις ακόλουθες τιμές του Πίνακα 6.4 για το ελεύθερο ύψος ασφαλείας f_s , σχετικά με την εφαρμοζόμενη προσέγγιση.

Ο τύπος δηλ. για τον υπολογισμό του f_s είναι $f_s=2.20-0.6(H_{st}$ ή $H_{maxt})$ για τα 10-yr και $f_s=1.65-0.6(H_{st}$ ή $H_{maxt})$ για τα 50-yr.

ΠΙΝΑΚΑΣ 6.4 ΕΛΕΥΘΕΡΟ ΥΨΟΣ ΑΣΦΑΛΕΙΑΣ – f_s

	10-yr			50-yr		
	CEM	D'Angr. et al.	Seabr. & Hall	CEM	D'Angr. et al.	Seabr. & Hall
$f_s (H_s) (m)$	1.38	1.55	1.58	0.45	0.70	0.75
$f_s (H_{max}) (m)$	0.93	1.33	1.28	0.15	0.54	0.52

ii) Ερευνητική εφαρμογή

Όπως έχει προαναφερθεί στις παραγράφους §5.3.3.1 και §5.4.2 τέσσερις συνθήκες εισαγωγής δεδομένων θα ληφθούν υπόψη για τη διαδικασία του υπολογισμού του συντελεστή της κυματικής μετάδοσης: δύο (αντιστοιχούν σε 10-yr και 50-yr) για γραμμικό μετασχηματισμό του σημαντικού κύματος στα βαθιά (deepwater significant wave height) με τη σχέση του Weggel (CEM, 2004) και άλλες δύο (επίσης για 10-yr και 50-yr) είτε για γραμμικό μετασχηματισμό του μέγιστου κύματος στα βαθιά (deepwater maximum wave height) με τη σχέση του Weggel (CEM, 2004) είτε για μετασχηματισμό του σημαντικού ύψους κύματος με τη χρήση φάσματος TMA και ταυτόχρονη θεώρηση κριτηρίου θραύσης κατά McCowan $H/h=0.8$. Τα ακόλουθα (Πίνακας 6.5) ύψη επερχόμενου κύματος στον πόδα της κατασκευής υιοθετούνται στην ανάλυση μας:

ΠΙΝΑΚΑΣ 6.5 ΥΨΟΣ ΕΠΕΡΧΟΜΕΝΟΥ ΚΥΜΑΤΙΣΜΟΥ – H_i

ΑΝΑΛΥΤΙΚΕΣ ΣΧΕΣΕΙΣ		
H_i	10-yr	50-yr
$H_{si} (m)$	2.09	3.00
$H_{maxi} (m)$	2.88	3.32

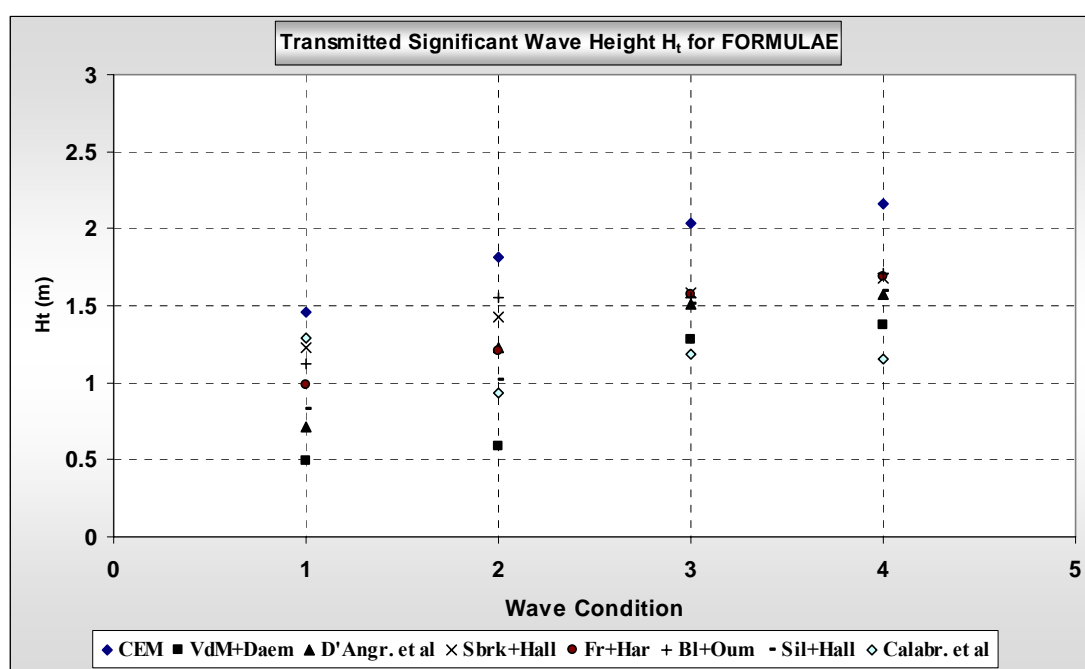
Κάνοντας εφαρμογή των 8 σχέσεων που προβλέπονται στην παράγραφο §3.3.16 προκύπτουν τα ακόλουθα αποτελέσματα για το μεταδιδόμενο ύψος κύματος (Πίνακας 6.6):

ΠΙΝΑΚΑΣ 6.6 ΥΨΟΣ ΜΕΤΑΔΙΔΟΜΕΝΟΥ ΚΥΜΑΤΙΣΜΟΥ – H_t

ΑΝΑΛΥΤΙΚΕΣ ΣΧΕΣΕΙΣ				
$H_t (m)$	H_s 10yr	H_{max} 10yr	H_s 50yr	H_{max} 50yr
CEM	1.453	1.817	2.032	2.166
Van der Meer & Daemen	0.495	0.59	1.281	1.378

D'Angremond et al.	0.714	1.223	1.509	1.574
Seabrook & Hall	1.226	1.423	1.588	1.678
Friebel & Harris	0.987	1.202	1.578	1.688
Bleck and Oumeraci	1.124	1.549	1.549	1.714
Siladharm & Hall	0.829	1.015	1.507	1.596
Calabrese et al.	1.289	0.935	1.183	1.156

Τα αποτελέσματα του Πίνακα 6.6 για τις τέσσερις κυματικές συνθήκες όπως αναφέρονται στην παράγραφο §5.4.2 μεταφέρονται στο Γράφημα 6.1:



ΓΡΑΦΗΜΑ 6.1 ΥΨΟΣ ΜΕΤΑΛΛΙΔΟΜΕΝΟΥ ΚΥΜΑΤΙΣΜΟΥ ΑΠΟ ΣΧΕΣΕΙΣ

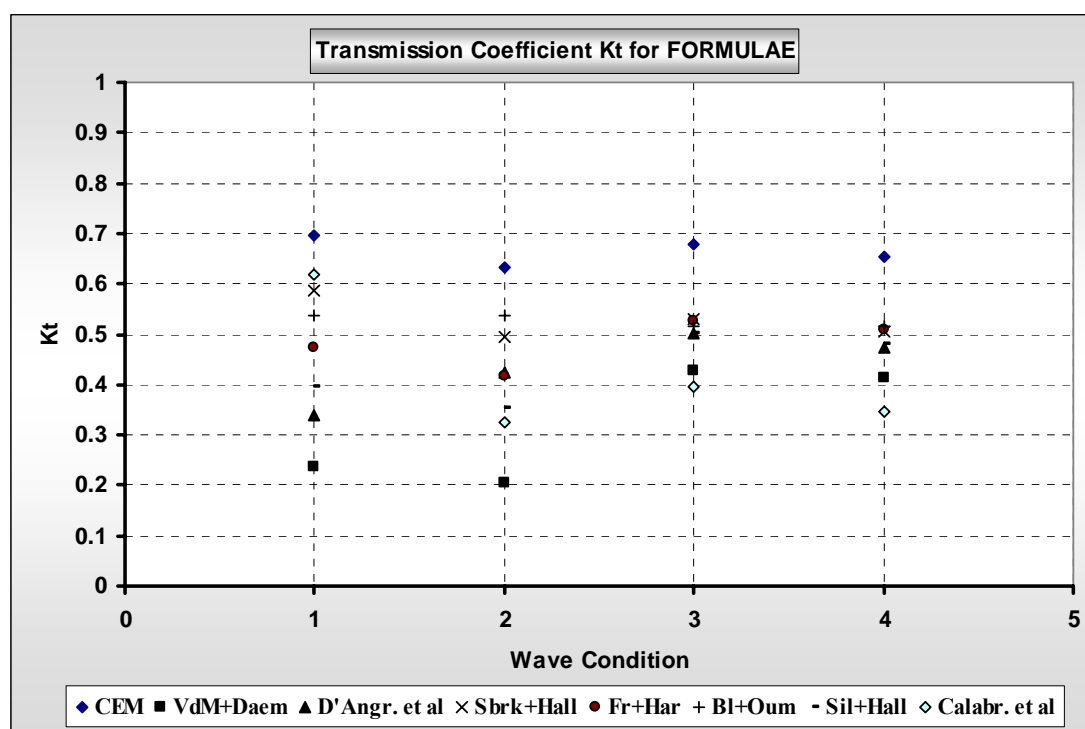
Ο υπολογισμός του συντελεστή K_t ($=H_t/H_i$), δίνει:

ΠΙΝΑΚΑΣ 6.7 ΣΥΝΤΕΛΕΣΤΗΣ ΚΥΜΑΤΙΚΗΣ ΔΙΑΔΟΣΗΣ – K_t

ΑΝΑΛΥΤΙΚΕΣ ΣΧΕΣΕΙΣ				
K_t	H_s 10yr	H_{max} 10yr	H_s 50yr	H_{max} 50yr
CEM	0.695	0.631	0.677	0.652
Van der Meer & Daemen	0.236	0.205	0.427	0.415
D'Angremond et al.	0.340	0.425	0.503	0.474
Seabrook and Hall	0.586	0.494	0.529	0.505

Friebel & Harris	0.472	0.417	0.526	0.508
Bleck and Oumeraci	0.538	0.538	0.516	0.516
Siladharm & Hall	0.397	0.352	0.502	0.481
Calabrese et al.	0.617	0.325	0.394	0.348

Τα αποτελέσματα του Πίνακα 6.7 για τις τέσσερις κυματικές συνθήκες όπως αναφέρονται στην παράγραφο §5.4.2 μεταφέρονται στο Γράφημα 6.2:



ΓΡΑΦΗΜΑ 6.2 ΣΥΝΤΕΛΕΣΤΗΣ ΜΕΤΑΔΟΣΗΣ ΑΠΟ ΣΧΕΣΕΙΣ

Οι αναλυτικές εκφράσεις είναι αυτές που παρουσιάστηκαν αναλυτικά σε προηγούμενα κεφάλαια με τις ακόλουθες παρατηρήσεις. Η έκφραση των D'Angremond et al. στο Γράφημα 6.2 περιλαμβάνει την επέκταση λόγω Briganti et al. (2003) για να καλυφθούν οι περιπτώσεις με ευρείες στέψεις. Οι σχέσεις των Van der Meer & Daemen, Seabrook & Hall και των Siladharm & Hall συμπεριλαμβάνουν την ονομαστική διάμετρο D_{n50} της στρώσης θωράκισης του Υ. Κ. Η τελευταία υπολογίζεται μέσω της σχετικής έκφρασης του Van der Meer (1990), η οποία βασίζεται στο τοπικό βάθος νερού. Στο γράφημα 6.2 τα αποτελέσματα που προκύπτουν λόγω αυτής λήφθηκαν για τη ΜΣΗ στην κατώτατη ρηχία (LAT) για

όλες τις περιπτώσεις ώστε να προσομοιώνονται οι δυσμενέστερες συνθήκες εφαρμογής.

Από το γράφημα 6.2 φαίνεται ότι για τις 4 κυματικές συνθήκες οι 8 σχέσεις δίνουν αποτελέσματα που συμπεριφέρονται λίγο ως πολύ με συνέπεια ως προς αυτές. Οντως ένα «κεντρικό» μέρος των αποτελεσμάτων διαμορφώνεται με την εξαίρεση των σχέσεων του CEM και των VdMeer & Daemen. Το CEM δίνει κάτω από όλες τις συνθήκες υψηλότερες τιμές K_t κατά ένα ποσοστό 50% πάνω από τις μέσες τιμές όπως αυτές συγκεντρώνονται στο προαναφερθέν «κεντρικό» μέρος του γραφήματος. Επίσης οι Van der Meer & Daemen και Calabrese et al. υποεκτιμούν για τρεις τουλάχιστον συνθήκες την τιμή του K_t . Αυτή ακριβώς η υποεκτίμηση του τύπου των Van der Meer & Daemen για 2 από τις 4 κυματικές συνθήκες είναι της ίδιας τάξης μεγέθους με την υπερεκτίμηση του τύπου από το CEM. Αυτά τα αρχικά ευρήματα έρχονται σε συμφωνία με το γεγονός ότι και οι δύο φόρμουλες είναι αποτέλεσμα των πρώτων προκαταρκτικών προσπαθειών να επιληφθούν οι μηχανικοί στο πρόβλημα με τη συμμετοχή μόνο μερικών απλών παραμέτρων, π.χ. η έκφραση του CEM για τον συντελεστή K_t εξαρτάται μόνο στον λόγο F/H_i (Εξ.3.4), χωρίς να λαμβάνει υπόψη άλλους σημαντικούς παράγοντες όπως το πλάτος στένισης, το βάθος του νερού κ.τ.λ. Επιπρόσθετα πρέπει να σημειωθεί ότι η φόρμουλα των Van der Meer & Daemen δίνει λογικά αποτελέσματα μόνο για μεγάλες τιμές της ονομαστικής διαμέτρου D_{n50} , έχει εντοπιστεί έντονη ασυνέπεια στον ακριβή τρόπο καταγραφής της στις διάφορες δημοσιεύσεις ακόμα και από τους ίδιους συγγραφείς με αποτέλεσμα να αποδεικνύεται ανεπαρκής σε σχέση με νεότερες εκφράσεις εκεί που στο παρελθόν αποτέλεσε σημείο αναφοράς. Ακόμα μία σημαντική παρατήρηση είναι ότι η φόρμουλα των Calabrese et al. η οποία παρουσιάζεται να υποεκτιμά τον K_t παρουσιάζει προβλήματα εφαρμογής καθώς οριακά δεν ικανοποιούνται οι περιορισμοί για τους όρους $H_{m0,i}/h_{10e}$ και ξ , οπότε και προτείνεται η προσεκτική χρήση της σχέσης ή ακόμα και η απόρριψή της.

Τα αποτελέσματα των D'Angremond et al. θεωρείται ότι συμπεριφέρονται αρκετά καλά, εν μέρει εξαιτίας του ότι η συγκεκριμένη έκφραση περιλαμβάνει την παράμετρο ομοιότητας θραύσης (αριθμός Irribaren) ξ , η οποία σχετίζεται με τη διαδικασία της θραύσης. Αυτό επιβεβαιώνεται και από άλλους, όπως π.χ. τους Calabrese et al. (2003), τους Daemrich et al. (2001) και τους Mai et al. (1999).

Η σχέση των Siladharma & Hall συμπεριφέρεται σχετικά στρωτά για τις εξεταζόμενες συνθήκες και εμπεριέχει τον όρο της διαμέτρου των ογκολίθων

θωράκισης D_{n50} , γεγονός το οποίο σημαίνει ότι μπορεί εμμέσως να συμπεριλάβει το πορώδες της κατασκευής. Αυτή η σχέση αποτελεί μία βελτίωση βασισμένη στην παλαιότερη προσπάθεια και τα 2-D και 3-D πειράματα των Seabrook & Hall.

Τα αποτελέσματα μιας και μοναδικής σχέσης εντοπίζονται συνεχώς στη μέση των δύο ακραίων τιμών του K_t κάτω από κάθε κυματική συνθήκη υπό δοκιμή και αυτή είναι των Friebel & Harris. Η καλή συμπεριφορά αυτής της έκφρασης επαληθεύεται και από τις πειραματικές προσπάθειες για συγκρίσεις του Penchev (2005).

Παρατηρούμε τέλος ότι τα ίδια συμπεράσματα προκύπτουν αν γίνει του ίδιου τύπου ανάλυση για τα μεταδιδόμενα ύψη κύματος H_i , γεγονός το οποίο ισχύει οριακά και για τα ακόλουθα αριθμητικά μοντέλα, καθώς εκεί λόγω της εισαγωγής των φαινομένων της θραύσης σε όλο το πεδίο με αποτέλεσμα να επηρεάζεται και η τιμή του επερχόμενου ύψους κύματος H_i από μοντέλο σε μοντέλο.

Βασιζόμενοι στην προηγηθείσα ανάλυση οι αναλυτικές σχέσεις που διατηρούνται για περαιτέρω συγκρίσεις με τα αριθμητικά προσομοιώματα κυματικής κυκλοφορίας είναι αυτές των D'Angremond et al., Seabrook & Hall, Siladharmā & Hall και Friebel & Harris.

6.2. Αριθμητικά Προσομοιώματα

6.2.1. Μοντέλο NSW (2DH)

i) Προκαταρκτική εφαρμογή

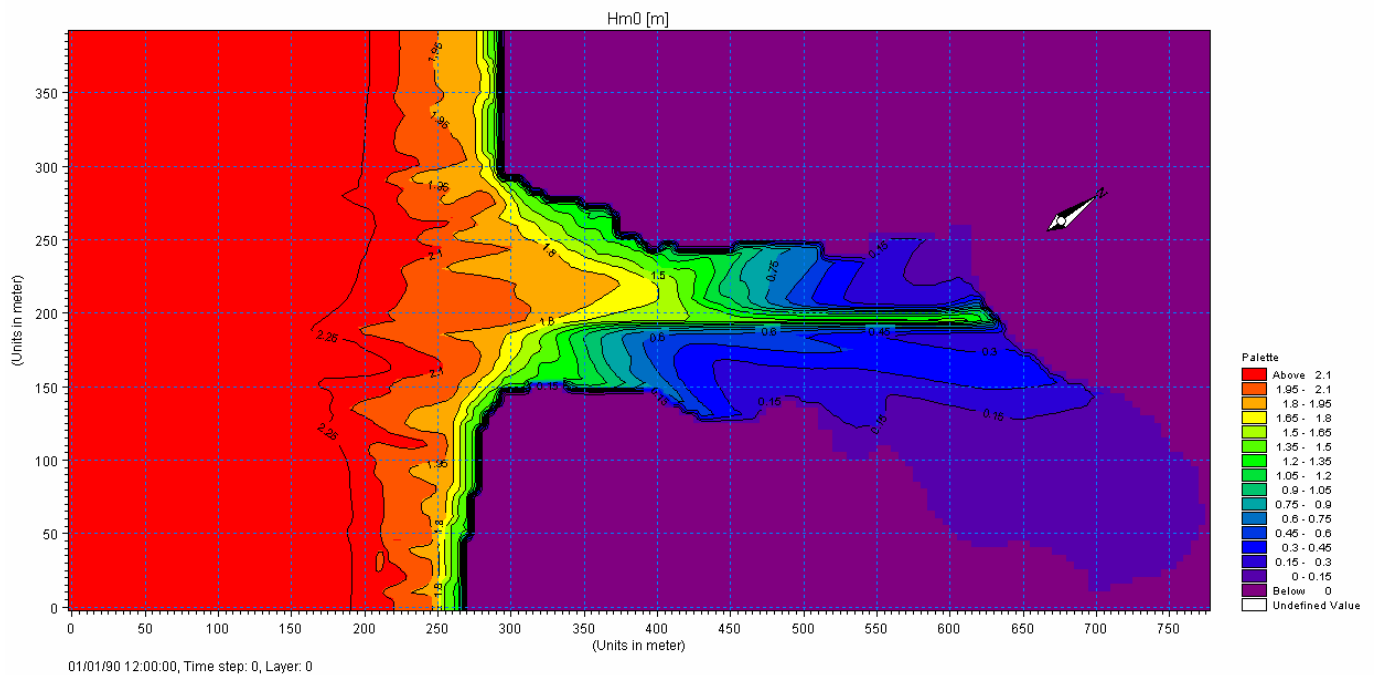
Στην παρούσα έρευνα οι ακόλουθες παράμετροι επιλέγονται ως στοιχεία αποτελεσμάτων:

- Το σημαντικό ύψος κύματος H_{m0}
- Η μέση διεύθυνση του κύματος θ_m
- Η κατευθυντική τυπική απόκλιση σ

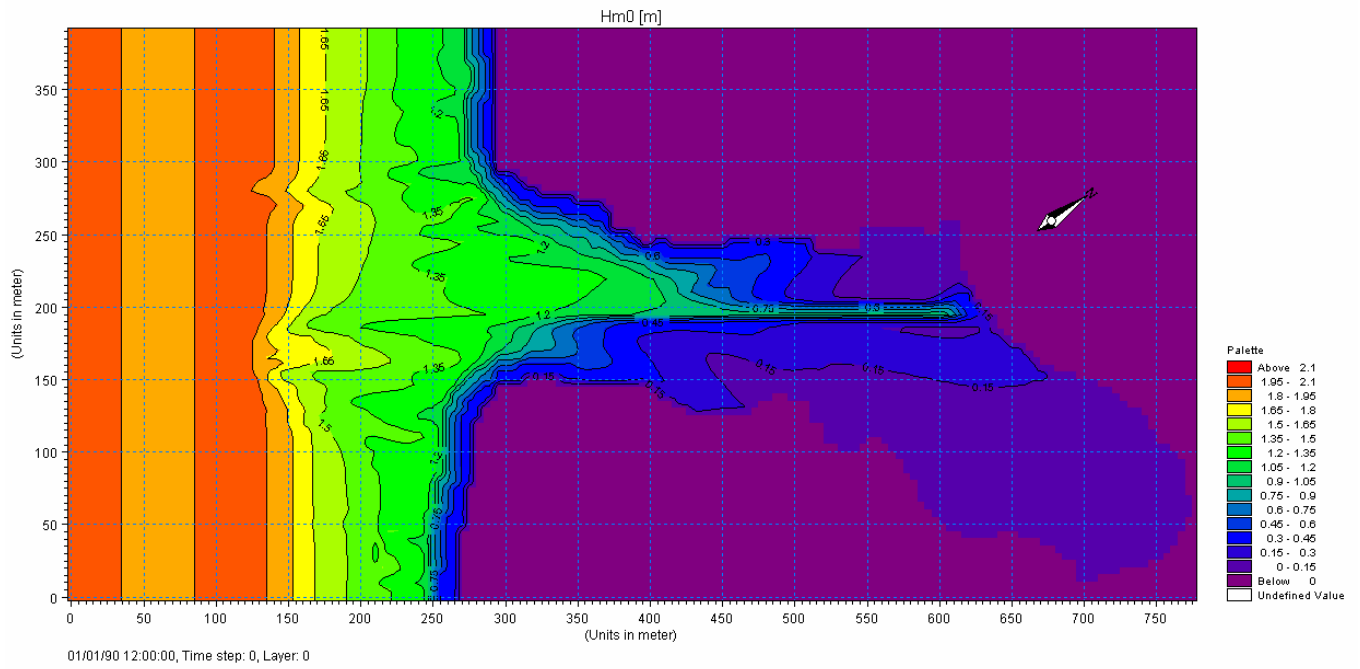
Επιπλέον καθώς η περιορισμένη περιοχή των 'bungalows' παρουσιάζει επιτακτική ανάγκη ελέγχου ως προς την κυματική όχληση, θεωρήθηκε χρήσιμο να αποτυπωθούν οι επικρατούσες συνθήκες εκεί σε πιο λεπτομερή κλίμακα. Συνεπώς το H_{m0} παρουσιάζεται στην περιορισμένη περιοχή που βρίσκεται στην ΝΑ εξωτερική γωνία της τεχνητής κόλπωσης.

Το σημαντικό ύψος κύματος H_{mo} προσδιορίζεται με βάση το ενεργειακό φάσμα, δηλ. $H_{mo}=4E_I^{1/2}$, όπου E_I η ολική κυματική ενέργεια. Αυτή η τιμή είναι γενικότερα ελαφρώς μικρότερη από την $H_{1/3}$ η οποία βασίζεται στην ανάλυση με ‘zero-crossing’ τεχνική, ειδικά κοντά στη ζώνη θραύσης.

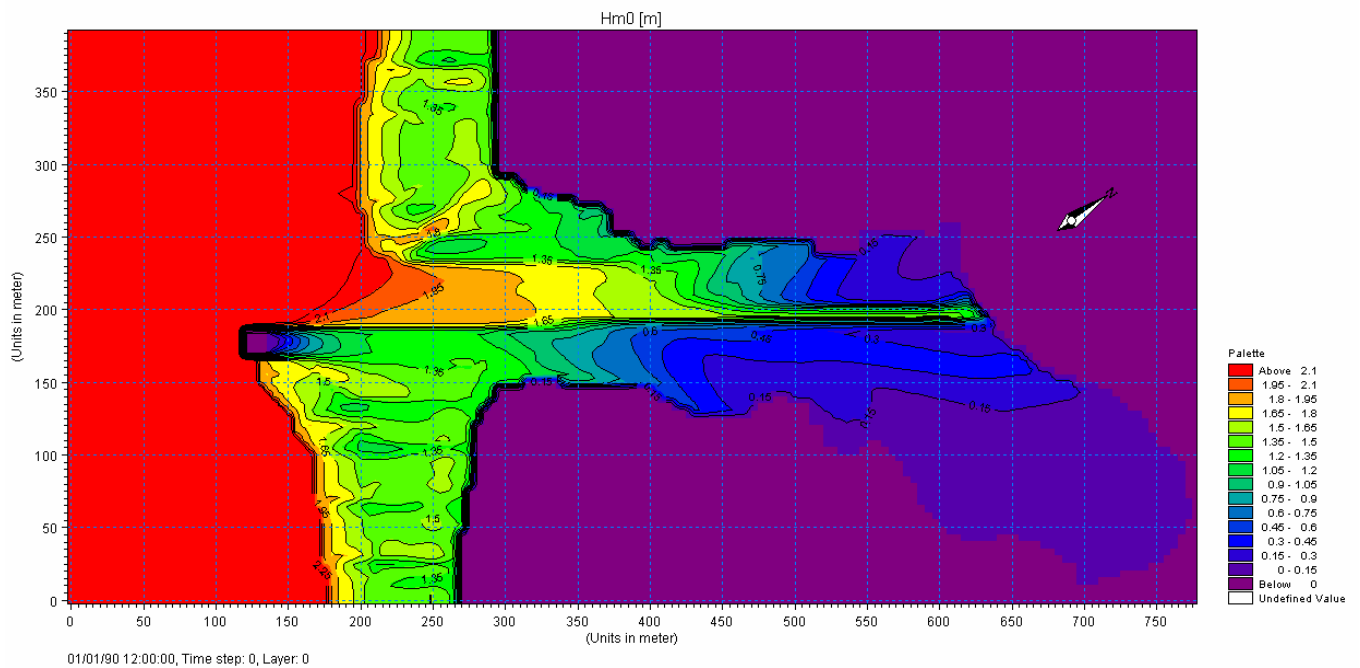
Αυτά τα στοιχεία παρουσιάζονται σε μορφή γραφημάτων για τα 8 σενάρια του Πίνακα 5.11 της παραγράφου §5.4.1. Στις επόμενες εικόνες (Εικ.6.1, Εικ.6.2) δίνεται η κατανομή σε 2-D του ενεργειακού ύψους κύματος για 50-yr και 10-yr περίοδο επαναφοράς και αντίστοιχες ΜΣΗ. Οι κυματοθραύστες και η επιρροή τους απουσιάζουν από αυτά τα διαγράμματα. Το επόμενο ζεύγος εικόνων (Εικ.6.3, Εικ.6.4) παρέχουν τον ίδιο τύπο πληροφορίας με τους Υ. Κ. παρόντες όμως. Ο συνολικός αριθμός των 4 μορφών αποτελεσμάτων για τα 8 σενάρια, μας δίνουν $4*8=32$ γραφήματα, τα οποία παρουσιάζονται συνολικά στο Παράρτημα D.



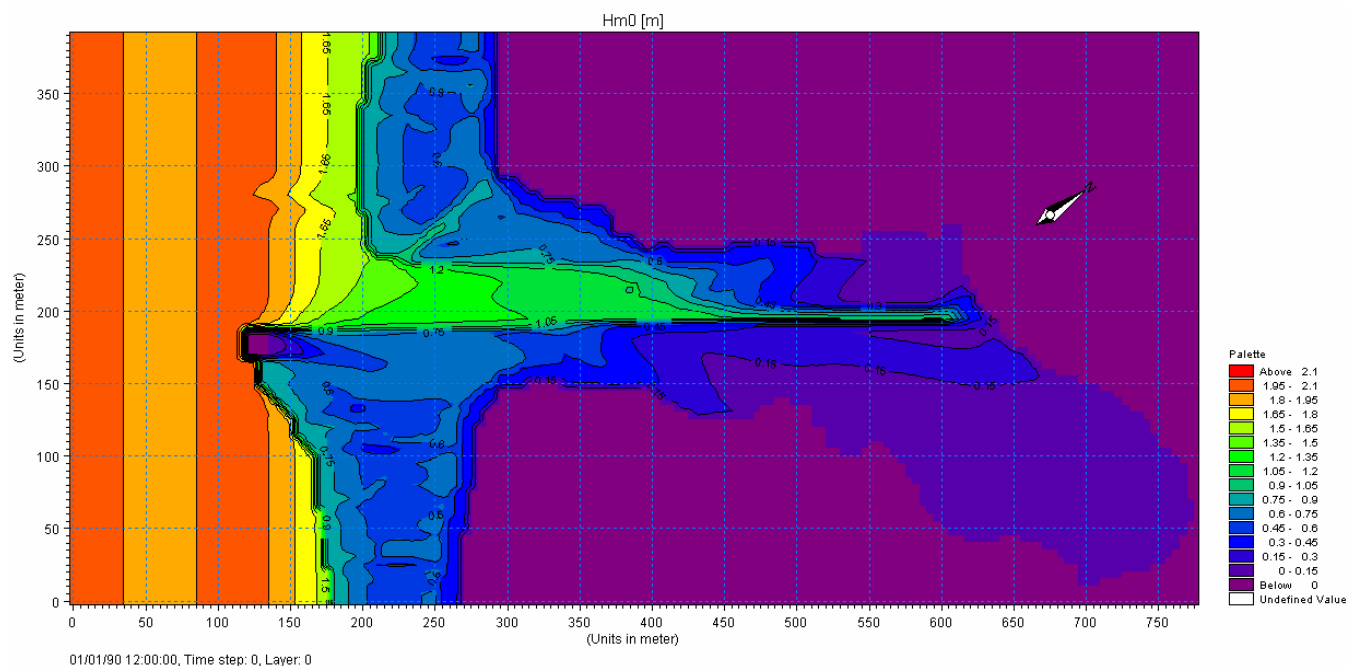
ΕΙΚΟΝΑ 6.1 ΚΑΤΑΝΟΜΗ H_{mo} (ΣΕΝΑΡΙΟ #50, ΠΙΝΑΚΑΣ 5.11)



ΕΙΚΟΝΑ 6.2 ΚΑΤΑΝΟΜΗ H_{m0} (ΣΕΝΑΡΙΟ #10M, ΠΙΝΑΚΑΣ 5.11)



ΕΙΚΟΝΑ 6.3 ΚΑΤΑΝΟΜΗ H_{m0} (ΣΕΝΑΡΙΟ #50s, ΠΙΝΑΚΑΣ 5.11)



ΕΙΚΟΝΑ 6.4 ΚΑΤΑΝΟΜΗ H_{m0} (ΣΕΝΑΠΙΟ #10Ms, ΠΙΝΑΚΑΣ 5.11)

Όπως μπορεί να διαπιστωθεί από τις Εικόνες 6.1 ως 6.4, η κυματική διείδυση στην κόλπωση μπορεί να θεωρηθεί υπολογίσιμη στην εξωτερική ζώνη της λεκάνης (το ήμισυ εξωτερικό κομμάτι της) κάτω από τις συγκεκριμένες συνθήκες δοκιμής. Το αντίθετο φαίνεται να ισχύει για την υπολειπόμενη εσωτερική λεκάνη, όπου φαίνεται να επικρατούν σχετικά ήρεμες συνθήκες. Σύγκριση της Εικ.6.1 με την Εικ.6.3 και της Εικ.6.2 με την Εικ.6.4 αποδεικνύει ότι πράγματι οι Ύφαλοι Κυματοθραύστες παρέχουν κάποια επιπρόσθετη προστασία από τα επερχόμενα κύματα. Παρόλα αυτά η παρεχόμενη προστασία αφορά κυρίως την ανοιχτή παράκτια λωρίδα που «κοιτάει» τον Κόλπο της Άκαμπα παρά αυτή καθαυτή την κόλπωση. Στην περίπτωση των 50-yr με ακραία επίπεδα ανύψωσης της ελεύθερης επιφάνειας και απόντες στους Υ. Κ. τα σημαντικά ύψη κύματος στην εσωτερική λεκάνη φτάνουν μέχρι μέγιστη τιμή 1.0m, ενώ στην εξωτερική ζώνη της κόλπωσης ύψη μέχρι και 1.70m μπορούν να βρεθούν.

Οι αντίστοιχες τιμές στην περίπτωση με τους Υ. Κ. παρόντες είναι 0.70m και 1.60m. Οι συνθήκες είναι πιο ήρεμες όπως είναι αναμενόμενο στην περίπτωση των 10-yr. Στη διάταξη με τους Υ. Κ. και για ΜΣΘ (± 0.00) τα μέγιστα ύψη κύματος στο εσωτερικό της λεκάνης μειώνονται από 0.70m ως 0.50m, ενώ αυτά στο εξωτερικό κομμάτι της κόλπωσης από 1.60m ως 1.10m. Οι τελευταίες εικόνες αυξάνονται κατά

15% για την ανώτατη πλήμμη (+0.80m) και μειώνονται κατά το ίδιο περίπου ποσοστό για την κατώτατη ρηχία (-0.70m).

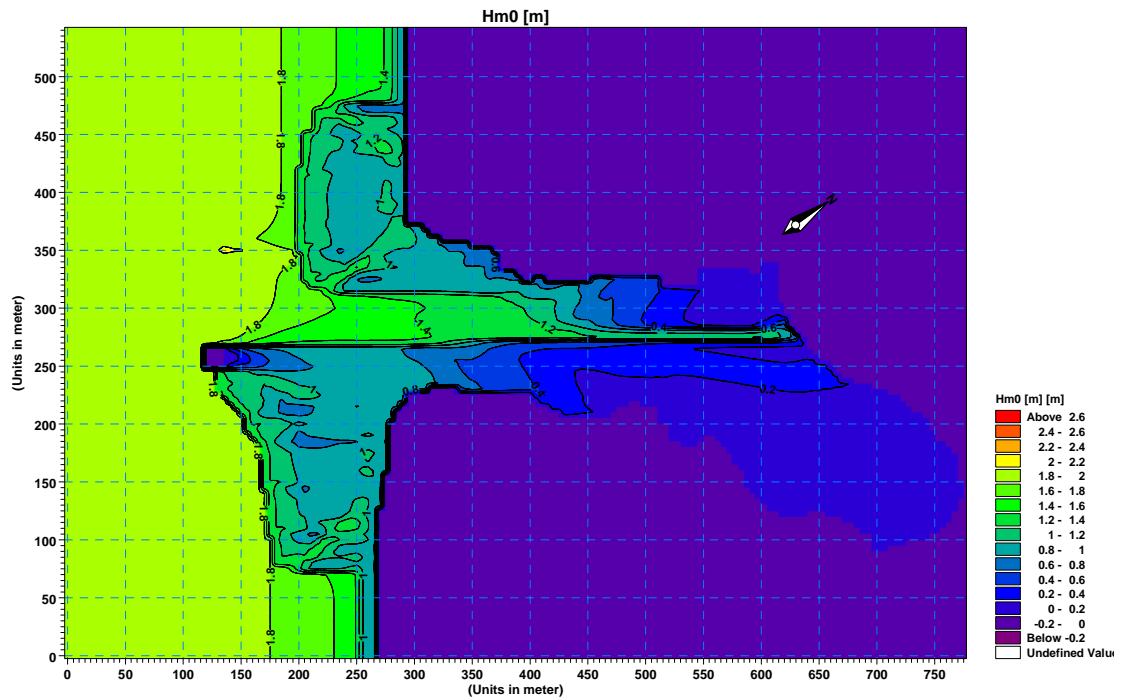
Στην ευαίσθητη περιοχή των ‘bungalows’ και για ακραία επίθεση των κυμάτων χωρίς Υ. Κ. τα ύψη κύματος φτάνουν ως και 2.10m. Στην αντίστοιχη περίπτωση με τους Υ. Κ. παρόντες τα ύψη κύματος φτάνουν μέχρι τα 1.60m σε σημεία. Τα ‘bungalows’ είναι σχεδιασμένα να χτιστούν πάνω σε πλατφόρμα έδρασης, της οποίας η βάση βρίσκεται σε απόσταση 2.50m πάνω από τη ΜΣΘ. Κάτω από ακραίες συνθήκες το ελεύθερο ύψος διάδοσης των κυμάτων απομειώνεται από 2.50m σε 1.15m λόγω πιθανής κυματικής καταιγίδας (0.35m) και ανύψωση της ελεύθερης επιφάνειας από το φαινόμενο του θερμοκηπίου (0.20m). Αυτό το ελεύθερο ύψος είναι ικανό να «φιλοξενήσει» τα προηγούμενα ύψη κύματος με την παρουσία των Υ. Κ. Μολαταύτα σε σύνθετους κυματισμούς παρατηρούνται μεγαλύτερα σε ύψος κύματα από το σημαντικό, όπως αυτό παρέχεται από το μοντέλο, π.χ. το μέγιστο ύψος κύματος μπορεί να αγγίξει τα 3.0m αν υποθεθεί κατανομή Rayleigh. λαμβάνοντας επιπρόσθετα και τη μη γραμμικότητα του προφίλ του κύματος, καταλήγουμε στο ότι κύματα μεγαλύτερα των 2.10m θα προσκρούσουν στο κατάστρωμα έδρασης των ‘bungalows’ από την κάτω πλευρά. Η κατάσταση κρίνεται συνεκδοχικά αρκετά οριακή στην περιοχή των υπερυψωμένων κατασκευών ακόμα και υπό το καθεστώς της προστασίας από τους Υ. Κ.

Τα διαγράμματα που απεικονίζουν τη μέση διεύθυνση κύματος Παράρτημα D επιβεβαιώνουν τη σωστή περιγραφή της διεργασίας της διάθλασης από το μοντέλο.

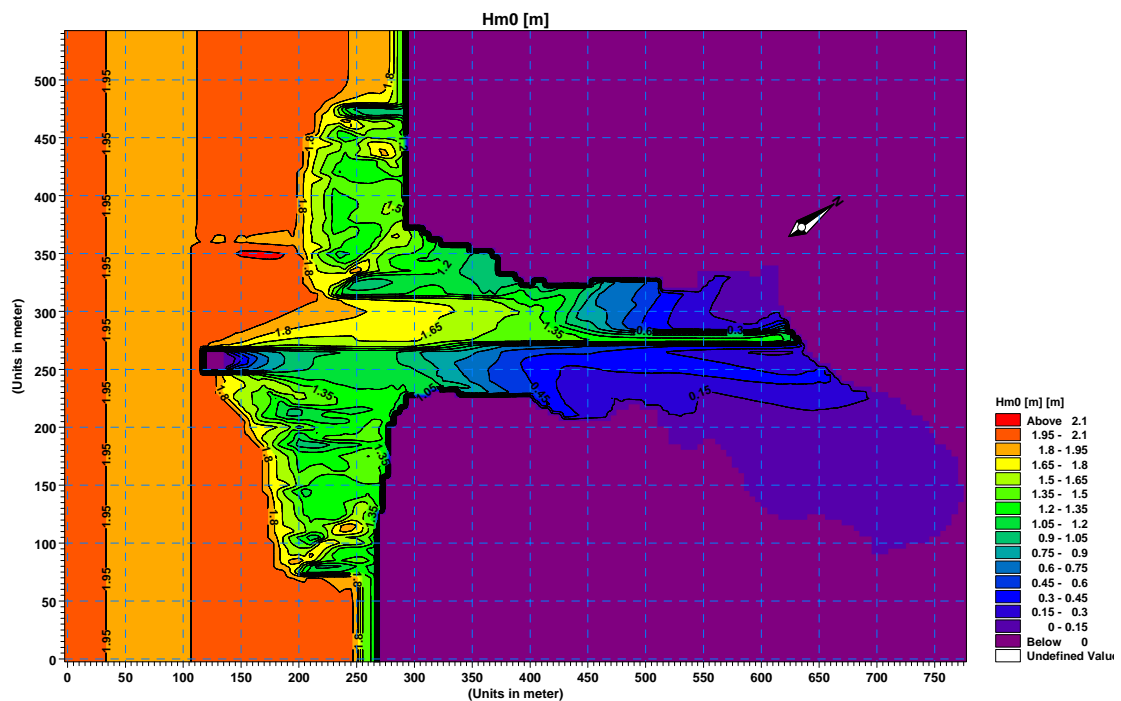
ii) Ερευνητική εφαρμογή

Στην παρούσα έρευνα και καθώς μας ενδιαφέρει η σύγκριση των σημαντικών υψών κύματος ανάντι και κατάντι του Υ. Κ. επιλέγουμε ως αποτέλεσμα μόνο το γράφημα που παρέχει σε 2-D κατανομές του σημαντικού ύψους κύματος H_{mo} . Οι εν λόγω τιμές προσδιορίζονται σε επιλεγμένες θέσεις του καννάβου (π.χ. [32,40] κατάντη πόδας για H_i και [32,33] ανάντη πόδας για H_i), τέτοιες ώστε να αντιστοιχούν στις γεωμετρικές και έτσι να μπορούν να τεθούν σε σύγκριση με τις διατάξεις που υποτέθηκαν για τα 1-D μοντέλα και τις αναλυτικές σχέσεις. Ελέγχονται μόνο δύο περιπτώσεις εισαγωγής κυματικών συνθηκών, μία για 50-yr και μία για 10-yr περίοδο επαναφοράς με τους Υ. Κ. φυσικά παρόντες που αντιστοιχούν στις περιπτώσεις 50s αι 10Hs του Πίνακα 5.11. Για κάθε περίπτωση εξετάζονται οι τέσσερις τύποι θραύσης

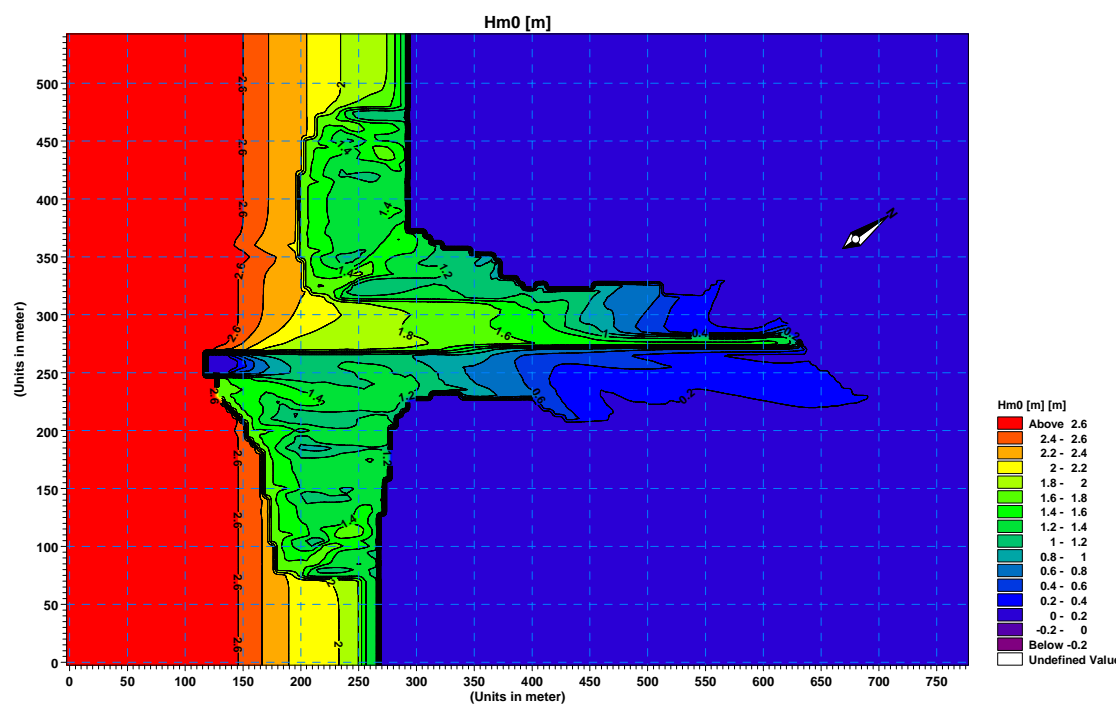
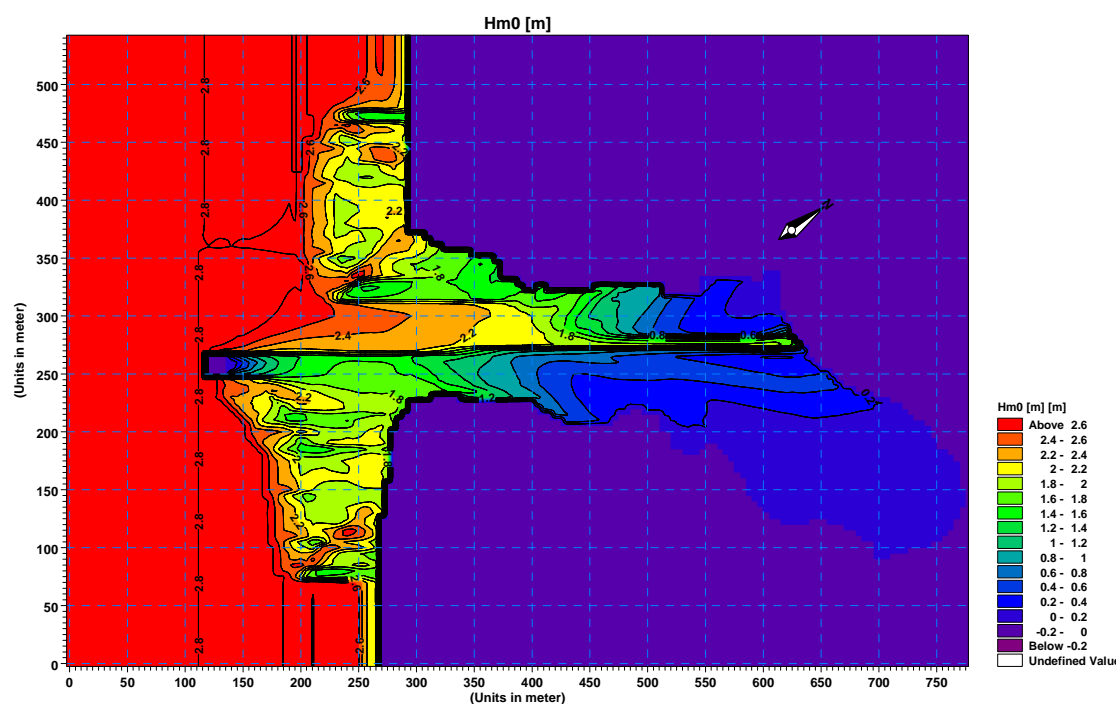
της παραγράφου §4.5, χαρακτηριστικά παραδείγματα των οποίων παρατίθενται στη συνέχεια (Εικόνες 6.5-6.8).



ΕΙΚΟΝΑ 6.5 ΚΑΤΑΝΟΜΗ H_{m0} 10-yr, DEFAULT ΘΡΑΥΣΗ



ΕΙΚΟΝΑ 6.6 ΚΑΤΑΝΟΜΗ H_{m0} 10-yr, JOHNSON06 ΘΡΑΥΣΗ

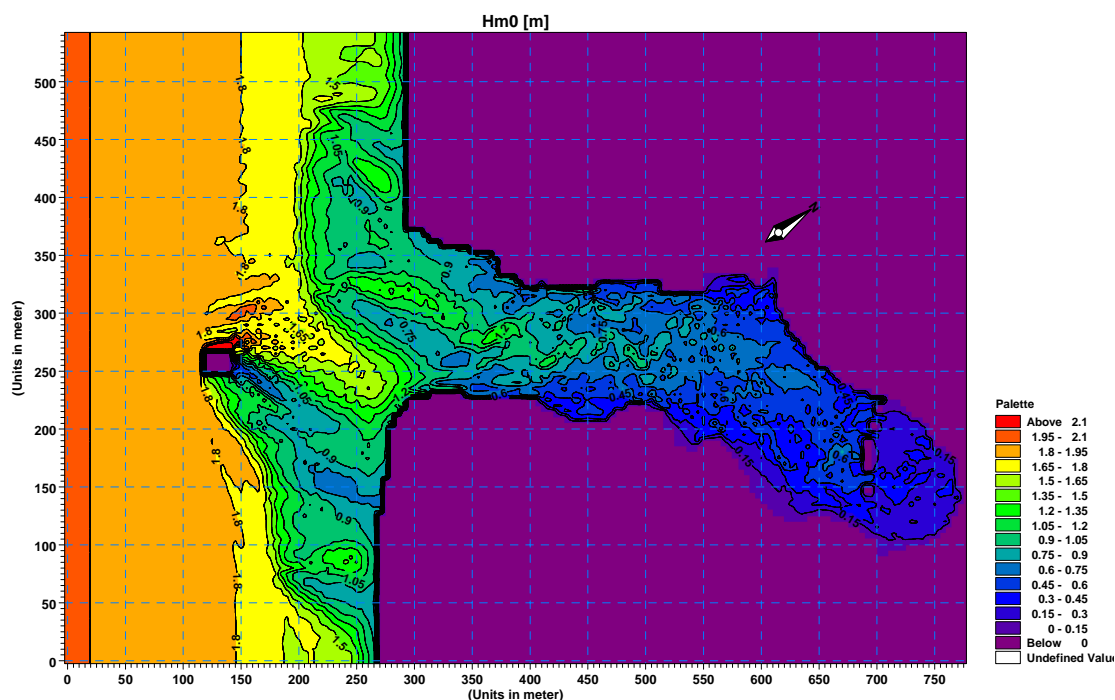
ΕΙΚΟΝΑ 6.7 ΚΑΤΑΝΟΜΗ H_{m0} 50-yr, DEFAULT ΘΡΑΥΣΗΕΙΚΟΝΑ 6.8 ΚΑΤΑΝΟΜΗ H_{m0} 50-yr, JOHNSON06 ΘΡΑΥΣΗ

Με προσεκτική σύγκριση των Εικόνων 6.5 ως 6.8 φαίνεται ότι η επιλογή του μοντέλου του Johnson (2005) οδηγεί την προσομοίωση σε μεγαλύτερα ύψη κύματος κατάντι των Υ. Κ. πράγμα που σημαίνει ότι το μοντέλο πράγματι υποεκτιμά το φαινόμενο της θραύσης των κυμάτων σε σχέση με τις προεπιλεγμένες (Default)

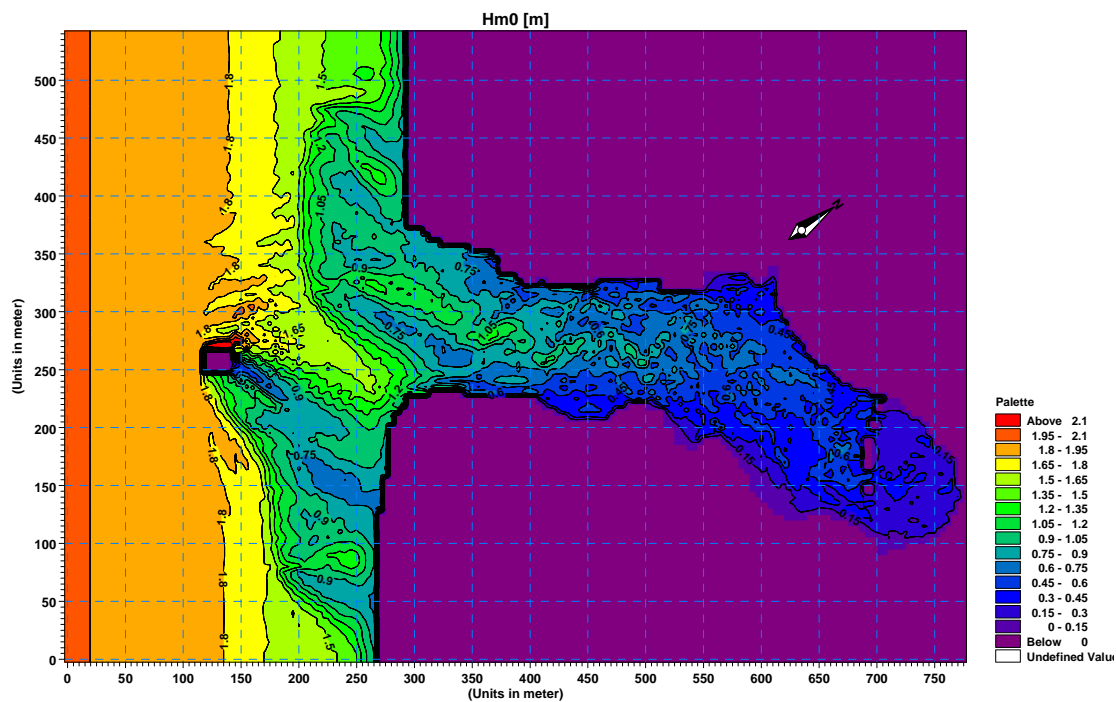
ρυθμίσεις του MIKE21. Οι υπόλοιπες προσομοιώσεις παρατίθενται στο Παράρτημα Ε.

6.2.2. Μοντέλο PMS (2DH)

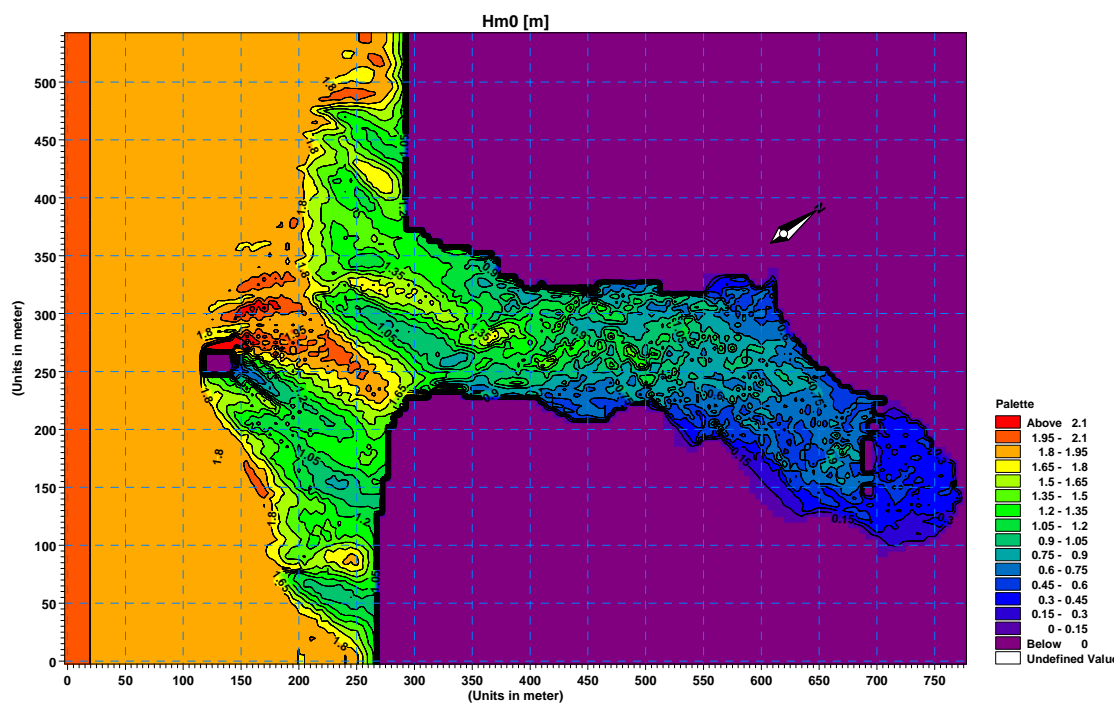
Το PMS (2DH) περιλαμβάνει καλύτερα το φαινόμενο της περίθλασης των κυμάτων το οποίο αναμένεται να παίζει κάποιο ρόλο στην κυματική μετάδοση ακόμα και για τις ύφαλες εξεταζόμενες κατασκευές. Αναμένεται λόγω περίθλασης να ενταθεί στο δισδιάστατο (2-D) μοντέλο η διασπορά σε διάφορες κατευθύνσεις το οποίο μπορεί να οδηγήσει σε μικρότερα τελικά αποτελέσματα μεταδιδόμενου ύψους κύματος σε σχέση με το NSW μοντέλο. Παρακάτω και στις εικόνες 6.9 ως 6.12 απεικονίζεται η κατανομή των σημαντικών υψών κύματος για τις 4 περιπτώσεις εφαρμογής μοντέλων θραύσης της παραγράφου §4.5 για την περίπτωση των 10-yr. Με προσεκτική παρατήρηση και σύγκριση με τα αποτελέσματα των Εικόνων 6.5 και 6.6 του NSW προκύπτει ότι το PMS δίνει όντως μικρότερες τιμές H_{m0} για τις ίδιες συνθήκες εισαγωγής. Τα υπόλοιπα αποτελέσματα βρίσκονται στο Παράρτημα F.



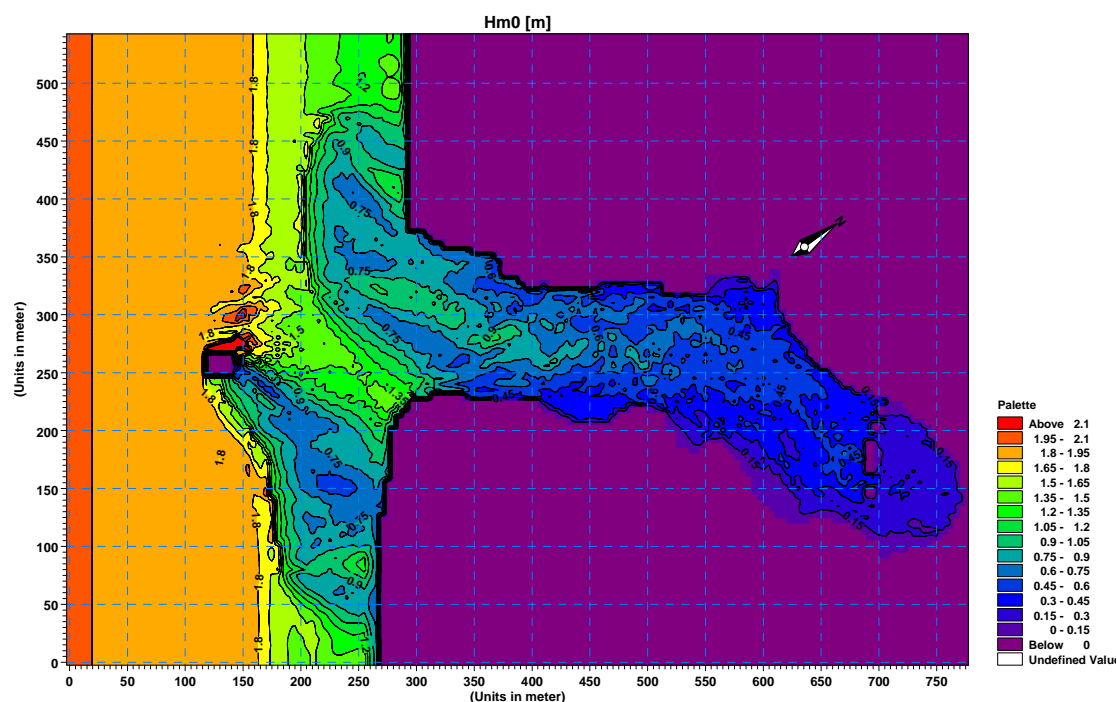
ΕΙΚΟΝΑ 6.9 ΚΑΤΑΝΟΜΗ H_{m0} 10-yr, DEFAULT ΘΡΑΥΣΗ



ΕΙΚΟΝΑ 6.10 ΚΑΤΑΝΟΜΗ H_{m0} 10-yr, BS85 ΘΡΑΥΣΗ



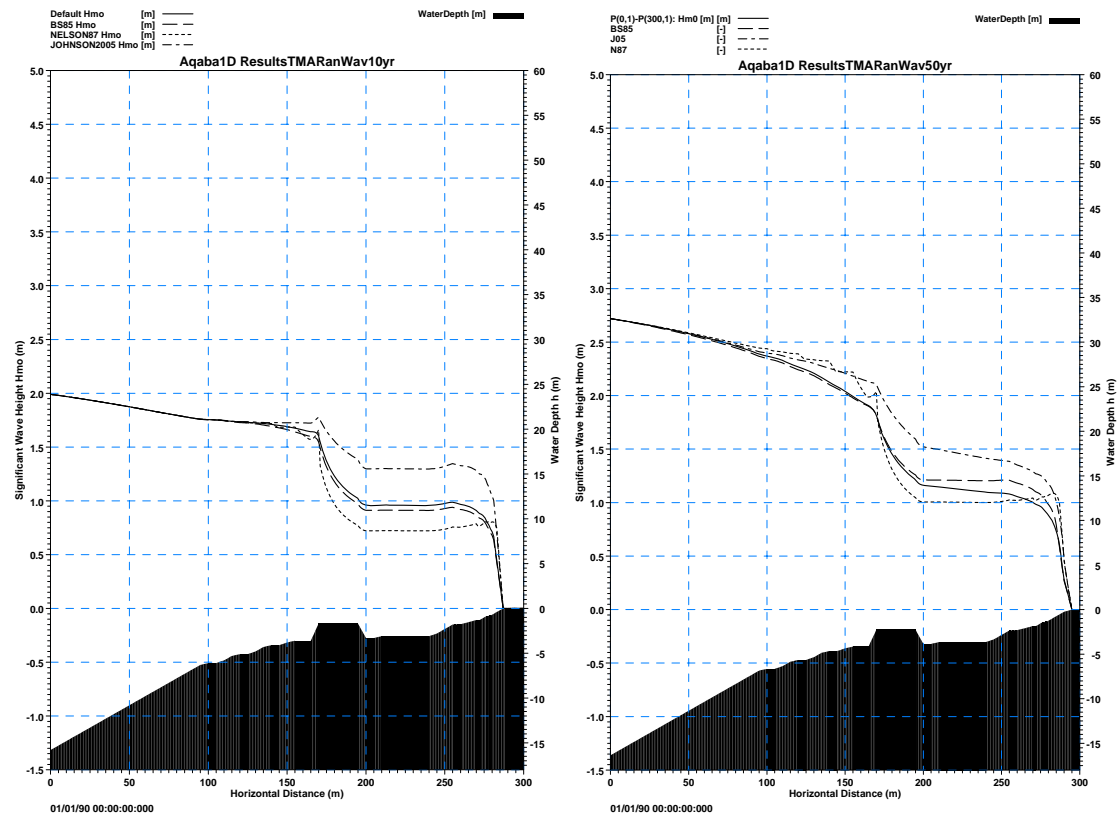
ΕΙΚΟΝΑ 6.11 ΚΑΤΑΝΟΜΗ H_{m0} 10-yr, JOHNSON06 ΘΡΑΥΣΗ

ΕΙΚΟΝΑ 6.12 ΚΑΤΑΝΟΜΗ H_{m0} 10-yr, N87 ΘΡΑΥΣΗ

6.2.3. Μοντέλο PMS (1DH)

Παρακάτω (Εικόνα 6.13) παρατίθενται ενδεικτικά οι περιπτώσεις της μονοδιάστατης (1-D) ανάλυσης για 10-yr και 50-yr για φάσμα TMA, από την οποία συμπεραίνουμε ξεκάθαρα την επιρροή του μοντέλου θραύσης του Johnson (2006) για το οποίο λαμβάνουμε και τις ελαφρά μεγαλύτερες τιμές επερχόμενου ύψους κύματος H_i ανάντι του Υ. Κ. και εμφανώς μεγαλύτερες τιμές μεταδιδόμενου ύψους κύματος H_t κατάντι. Μπορεί δε κανείς να καταλήξει στο συμπέρασμα ότι ο τρόπος και ο ρυθμός με τον οποίο επιτελείται η διεργασία της θραύσης επί της στέψης του ύφαλου εμποδίου είναι πιο απότομος ξεκινώντας από τη μέθοδο του Nelson σε αυτή των Battjes & Stive, την ρύθμιση προεπιλογής του MIKE21 και με πιο ήπια τελικά τη μέθοδο του Johnson.

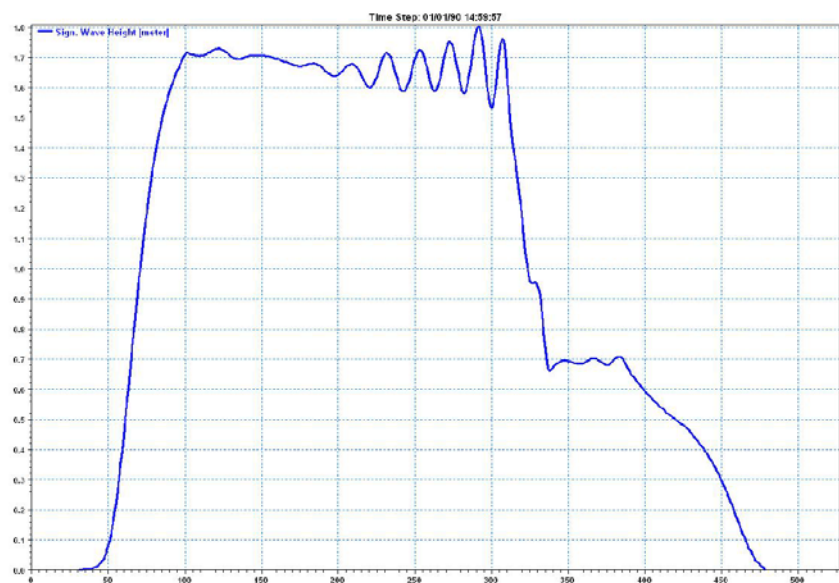
Τέλος παρατηρεί κανείς ότι για τις πιο ακραίες συνθήκες των 50-yr (μεγαλύτερο ύψος κύματος $H_o=2.72\text{m}$) η θραύση είναι πιο έντονη άσχετα με τη χρησιμοποιούμενη μέθοδο σε σχέση με την αντίστοιχη για 10-yr (μικρότερο ύψος κύματος $H_o=2.00\text{m}$) παρόλο που το επίπεδο της ελεύθερης επιφάνειας είναι 55cm υψηλότερα. Τα υπόλοιπα συγκεντρωτικά αποτελέσματα παρατίθενται στο Παράρτημα G.

ΕΙΚΟΝΑ 6.13 ΚΑΤΑΝΟΜΗ H_{mo} 10-yr, 50-yr (4 ΕΙΔΗ ΘΡΑΥΣΗΣ)

6.2.4. Μοντέλο BW (1DH)

Παρακάτω (Εικ. 6.13-6.14) παρατίθενται ενδεικτικά οι περιπτώσεις της μονοδιάστατης (1-D) ανάλυσης με το μοντέλο BW για 10-yr και 50-yr και ΤΜΑ φάσμα. Τα υπόλοιπα συγκεντρωτικά αποτελέσματα παρατίθενται στο Παράρτημα Η.

Aqaba BW1DH TMA RandomWave10yr

ΕΙΚΟΝΑ 6.14 ΚΑΤΑΝΟΜΗ ΣΗΜΑΝΤΙΚΟΥ ΥΨΟΥΣ ΚΥΜΑΤΟΣ H_{mo} 10-yr

Aqaba BWIDH TMA RandomWave50yr

ΕΙΚΟΝΑ 6.15 ΚΑΤΑΝΟΜΗ ΣΗΜΑΝΤΙΚΟΥ ΥΨΟΥΣ ΚΥΜΑΤΟΣ H_{mo} 50-yr

6.2.5. Συγκεντρωτικά Αποτελέσματα για τα Αριθμητικά Μοντέλα

Αναλύοντας και συλλέγοντας τις τιμές των υψών κύματος σε 2 επιλεγμένες θέσεις, στον υπήνεμο και τον προσήνεμο πόδα του Υ. Κ. από όλες τις προσομοιώσεις καταλήγουμε στους ακόλουθους Πίνακες αποτελεσμάτων. Στον Πίνακα 6.8 παρουσιάζονται τα επερχόμενα ύψη κύματος για τα 4 κυματικά καθεστάτα όπως περιγράφονται στην παράγραφο §5.4.2 και στον Πίνακα 6.9 τα αντίστοιχα μεταδιδόμενα ύψη κύματος.

ΠΙΝΑΚΑΣ 6.8 ΥΨΟΣ ΕΠΕΡΧΟΜΕΝΟΥ ΚΥΜΑΤΙΣΜΟΥ – H_i

ΑΡΙΘΜΗΤΙΚΑ ΜΟΝΤΕΛΑ									
H_i (m)		H_s 10yr			H_{max} 10yr	H_s 50yr			H_{max} 50yr
		<i>linear</i>	<i>JONSWAP</i>	<i>TMA</i>	<i>maxReg</i>	<i>linear</i>	<i>JONSWAP</i>	<i>TMA</i>	<i>RegMax</i>
NSW2DH	<i>Def</i>	1.846	-	-	-	2.403	-	-	-
	<i>BS85</i>	1.782	-	-	-	2.302	-	-	-
	<i>N87</i>	1.922	-	-	-	2.282	-	-	-
	<i>J05</i>	2.031	-	-	-	2.857	-	-	-
PMS2DH	<i>Def</i>	-	1.839	1.775	2.634	-	2.212	2.097	2.938
	<i>BS85</i>	-	1.781	1.715	2.483	-	2.115	1.981	2.767
	<i>N87</i>	-	1.809	1.784	2.12	-	2.39	2.305	2.003
	<i>J05</i>	-	1.983	1.923	3.705	-	2.562	2.468	4.418
PMS1DH	<i>Def</i>	-	1.646	1.642	2.63	-	2.129	1.906	3.078
	<i>BS85</i>	-	1.608	1.598	2.473	-	2.042	1.9	2.907

	<i>N87</i>	-	1.573	1.572	1.978	-	2.051	1.987	2.28
	<i>J05</i>	-	1.715	1.722	3.208	-	2.383	2.13	4.589
BW1DH		-	1.781	1.72	2.82	-	2.677	2.573	3.941

ΠΙΝΑΚΑΣ 6.9 ΥΨΟΣ ΜΕΤΑΔΙΔΟΜΕΝΟΥ ΚΥΜΑΤΙΣΜΟΥ – H_t

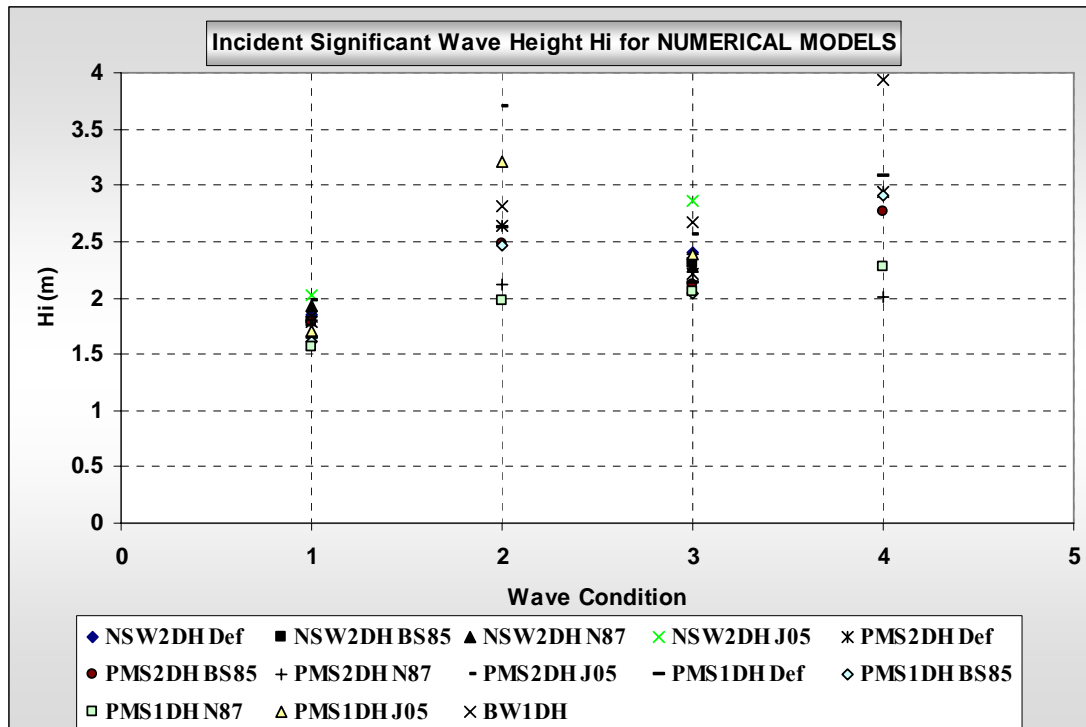
ΑΡΙΘΜΗΤΙΚΑ ΜΟΝΤΕΛΑ									
H_t (m)		H_s 10yr			H_{max} 10yr	H_s 50yr			H_{max} 50yr
		<i>linear</i>	<i>JONSWAP</i>	<i>TMA</i>	<i>maxReg</i>	<i>linear</i>	<i>JONSWAP</i>	<i>TMA</i>	<i>RegMax</i>
NSW2DH	<i>Def</i>	0.924	-	-	-	1.3	-	-	-
	<i>BS85</i>	0.971	-	-	-	1.233	-	-	-
	<i>N87</i>	0.696	-	-	-	0.974	-	-	-
	<i>J05</i>	1.355	-	-	-	2.021	-	-	-
PMS2DH	<i>Def</i>	-	0.756	0.822	1.279	-	1.196	1.139	1.495
	<i>BS85</i>	-	0.721	0.784	1.212	-	1.137	1.077	1.416
	<i>N87</i>	-	0.598	0.653	0.864	-	1.069	1.017	1.15
	<i>J05</i>	-	1.015	1.11	1.85	-	1.656	1.571	2.315
PMS1DH	<i>Def</i>	-	0.969	0.957	1.179	-	1.348	1.16	1.594
	<i>BS85</i>	-	0.924	0.912	1.121	-	1.28	1.212	1.515
	<i>N87</i>	-	0.728	0.721	0.848	-	1.03	1	1.144
	<i>J05</i>	-	1.31	1.298	1.746	-	1.89	1.521	2.5
BW1DH		-	0.718	0.674	2.07	-	1.369	1.297	2.883

Κάνουμε τη διαίρεση των μεγεθών των στοιχείων των Πινάκων 6.9-6.8 σύμφωνα με τη σχέση (2.6) και προκύπτει ο ακόλουθος πίνακας (Πίν.6.10) με τις τελικές συγκεντρωτικές τιμές του συντελεστή κυματικής μετάδοσης K_t για τα αριθμητικά μοντέλα.

ΠΙΝΑΚΑΣ 6.10 ΣΥΝΤΕΛΕΣΤΗΣ ΚΥΜΑΤΙΚΗΣ ΔΙΑΔΟΣΗΣ – K_t

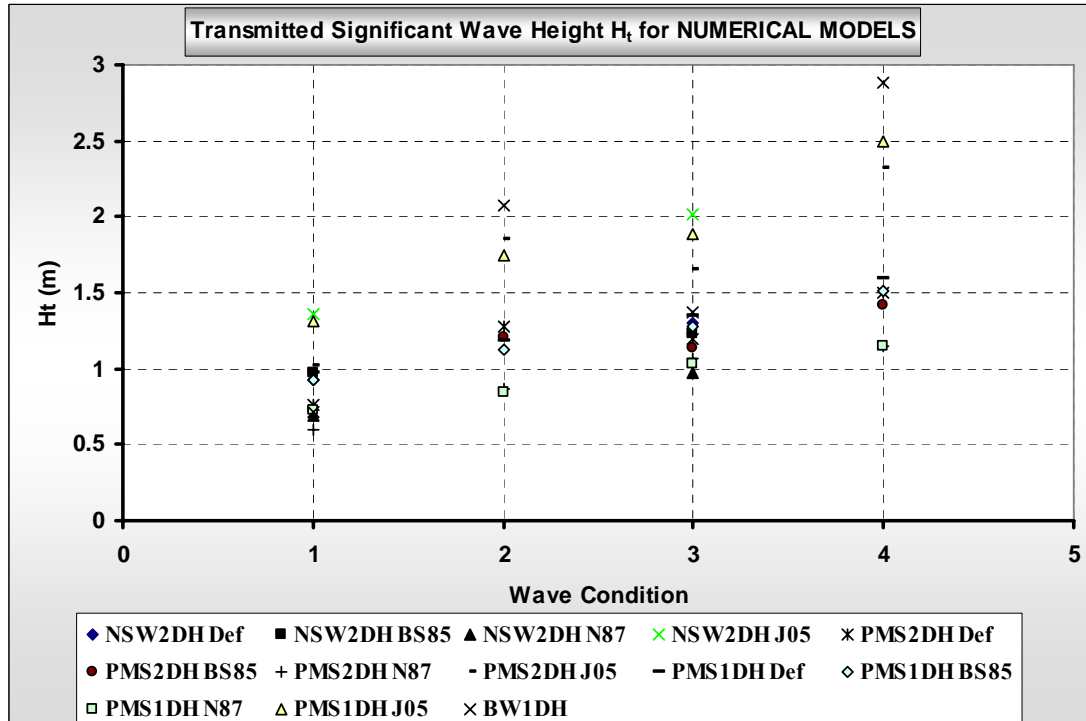
ΑΡΙΘΜΗΤΙΚΑ ΜΟΝΤΕΛΑ					
K_t		H_s 10yr	H_{max} 10yr	H_s 50yr	H_{max} 50yr
		<i>linear</i>	<i>maxReg</i>	<i>linear</i>	<i>RegMax</i>
NSW2DH	<i>Def</i>	0.501	-	0.541	-
	<i>BS85</i>	0.545	-	0.536	-
	<i>N87</i>	0.362	-	0.429	-
	<i>J05</i>	0.667	-	0.707	-
PMS2DH	<i>Def</i>	0.411	0.486	0.541	0.509
	<i>BS85</i>	0.405	0.488	0.538	0.512
	<i>N87</i>	0.331	0.391	0.447	0.574
	<i>J05</i>	0.512	0.499	0.646	0.524
PMS1DH	<i>Def</i>	0.589	0.448	0.633	0.518
	<i>BS85</i>	0.575	0.453	0.627	0.521
	<i>N87</i>	0.463	0.429	0.502	0.502
	<i>J05</i>	0.764	0.544	0.793	0.545
BW1DH		0.403	0.734	0.511	0.732

Τα αποτελέσματα του Πίνακα 6.8 για τις τέσσερις κυματικές συνθήκες όπως αναφέρονται στην παράγραφο §5.4.2 μεταφέρονται στο Γράφημα 6.3:



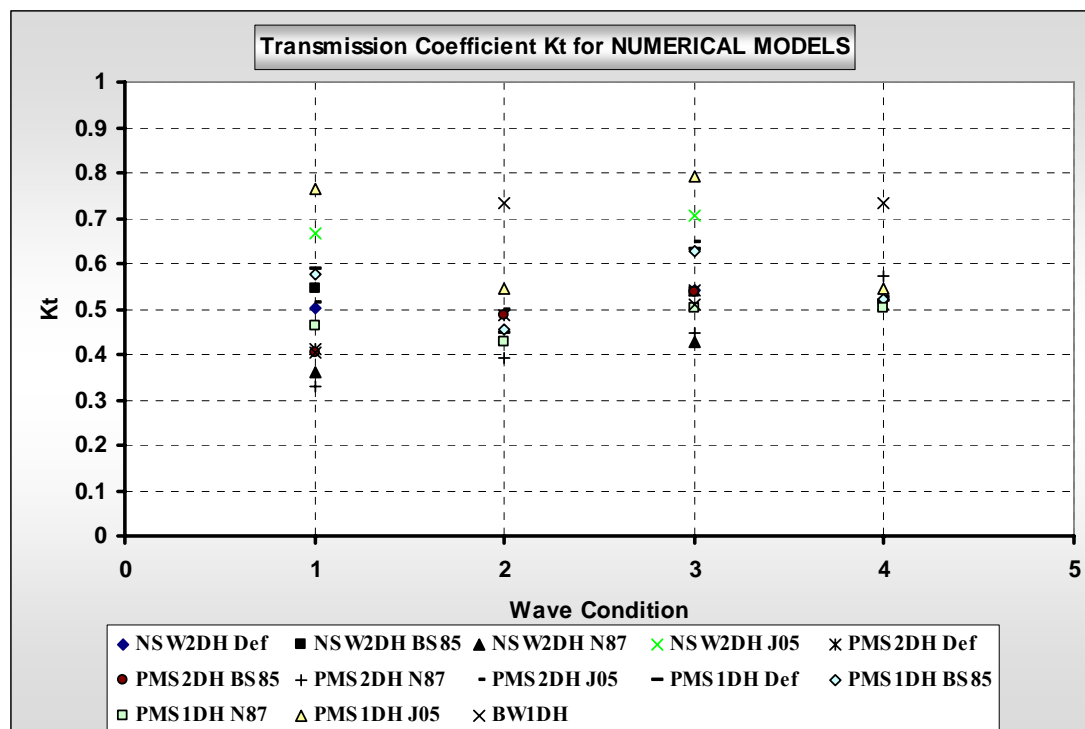
ΓΡΑΦΗΜΑ 6.3 ΥΨΟΣ ΕΠΙΡΧΟΜΕΝΟΥ ΚΥΜΑΤΙΣΜΟΥ ΑΠΟ ΜΟΝΤΕΛΑ

Αντίστοιχα τα αποτελέσματα του Πίνακα 6.9 για τις τέσσερις κυματικές συνθήκες όπως αναφέρονται στην παράγραφο §5.4.2 μεταφέρονται στο Γράφημα 6.4:



ΓΡΑΦΗΜΑ 6.4 ΥΨΟΣ ΜΕΤΑΔΙΔΟΜΕΝΟΥ ΚΥΜΑΤΙΣΜΟΥ ΑΠΟ ΜΟΝΤΕΛΑ

Τέλος τα αποτελέσματα για τον K_t του Πίνακα 6.10 για τις τέσσερις κυματικές συνθήκες όπως αναφέρονται στην παράγραφο §5.4.2 μεταφέρονται στο Γράφημα 6.5:



ΓΡΑΦΗΜΑ 6.5 ΣΥΝΤΕΛΕΣΤΗΣ ΜΕΤΑΔΟΣΗΣ ΑΠΟ ΜΟΝΤΕΛΑ

Χρησιμοποιούνται 13 συνολικά μοντέλα στη σύγκρισή μας. Ο Πίνακας 6.8 και το Γράφημα 6.3 αποδεικνύουν ότι υπάρχουν διαφορές ανάμεσα στα ύψη επερχόμενου κύματος που παρουσιάζει κάθε μοντέλο ξεχωριστά ανάντι του Υ. Κ., λόγω διαφορετικών προσεγγίσεων στη διαδικασία της κυματικής διάδοσης και της θραύσης η οποία εφαρμόζεται σε όλη την έκταση του πεδίου προσομοίωσης. Με ανάλυση των αποτελεσμάτων προκύπτει ότι ο μετασχηματισμός λόγω θραύσης του Johnson (2006) υποεκτιμά το φαινόμενο.

Από την άλλη το μοντέλο των Battjes & Janssen (1978) προκύπτει ότι κατά κάποιο τρόπο υπερβάλλει όσο αφορά το ποσοστό της εισαγόμενης θραύσης στα μοντέλα. Αυτό επιβεβαιώνεται και από τους Zanuttigh et al. (2003) – για τις προεπιλεγμένες (Default) τιμές του MIKE21 – και από τον Johnson (2006). Υπολογισμοί για μονοχρωματικά κύματα δείχνουν ότι το module BW υπερεκτιμά τον συντελεστή K_t , όπως φαίνεται στο Γράφημα 6.5, ενώ δεν ισχύει το ίδιο για σύνθετους κυματισμούς. Όσο αφορά στα μοντέλα τη θραύσης που εισάγονται στα modules NSW και PMS φαίνεται ότι το προτεινόμενο από τον Nelson (1987) προβλέπει σαφώς χαμηλότερες τιμές K_t από ότι τα υπόλοιπα.

6.3. Σύγκριση Εμπειρικών Σχέσεων και Αριθμητικών Μοντέλων

Το επόμενο βήμα είναι η σύγκριση των αποτελεσμάτων του συντελεστή K_t (Πίνακες 6.7 και 6.10, Γραφήματα 6.6 ως 6.9), για τα επερχόμενα ύψη κύματος H_i (Πίνακες 6.5 και 6.8) και τα μεταδιδόμενα ύψη κύματος H_i (Πίνακες 6.6 και 6.9) μεταξύ των αναλυτικών σχέσεων και των αντίστοιχων αριθμητικών μοντέλων.

6.3.1. Προκαταρκτική Σύγκριση Ύψων Επερχόμενου Κύματος

Συγκρίνοντας τα επερχόμενα ύψη κύματος H_i των Πινάκων 6.5 και 6.8 τα οποία προκύπτουν από αναλυτικούς υπολογιστικούς μετασχηματισμούς (Παραρτήματα Α, Β1, Β2) και αριθμητικές προσομοιώσεις με τα προαναφερθέντα μοντέλα αντίστοιχα προκύπτουν τα εξής στοιχεία:

- για μικρές τιμές ύψους επερχόμενου κύματος H_s 10yr (κανονικές συνθήκες) η μέθοδος του Johnson για τη θραύση των κυματισμών στα μοντέλα NSW & PMS πετυχαίνει σύγκλιση τιμών με τους αναλυτικούς υπολογισμούς, ενώ όλες οι άλλες προσεγγίσεις για τη θραύση υποεκτιμούν το επερχόμενο ύψος κύματος στον πόδα της κατασκευής (στα ρηγά)
- για μεσαίες συνθήκες H_{max} 10yr η μέθοδος του Johnson υπερεκτιμά το ύψος κύματος H_{m0i} (υποεκτιμά τη θραύση), ενώ τα μοντέλα BW και PMS για Default συνθήκες θραύσης δίνουν καλά αποτελέσματα
- για το H_s 50yr το μοντέλο NSW με τη μέθοδο θραύσης Johnson και το BW προβλέπουν ικανοποιητικά το επερχόμενο ύψος κύματος στον πόδα της κατασκευής, ενώ οι υπόλοιπες προσεγγίσεις προκαλούν θραύση του κύματος στο πεδίο προ του ανάντη πόδα του Υ. Κ.
- για ακραίες κυματικές συνθήκες H_{max} 50yr η μόνη μέθοδος που συμπεριφέρεται καλά είναι η Default ρύθμιση για το PMS, ενώ το BW και η μέθοδος Johnson για όλα τα μοντέλα υπερεκτιμούν το H_{m0i} ενώ οι άλλες μέθοδοι το υποεκτιμούν (εισάγουν τη θραύση νωρίτερα στο μοντέλο).

Συνολικά για υψηλές σχετικά τιμές του ύψους του μονοχρωματικού κύματος H_{max} στο εξεταζόμενο πεδίο, το παραβολικό μοντέλο PMS με τις ρυθμίσεις προεπιλογής (Default) για την εισαγωγή της θραύσης δίνει καλές τιμές σε σχέση με τις αναλυτικά υπολογισμένες από εμάς. Η πρόταση του Johnson σε συνδυασμό με το NSW ή το

PMS καλύπτει τις απαιτήσεις πρόβλεψης για τους σύνθετους κυματισμούς, ενώ παράλληλα και το BW καταφέρνει ασφαλείς προβλέψεις ιδιαίτερα για ακραίες κυματικές συνθήκες (H_{max} 50yr) εκεί που τα υπόλοιπα μοντέλα υπερεκτιμούν τη διεργασία της θραύσης προ του Υ. Κ.

6.3.2. Συνολική Σύγκριση Συντελεστή Κυματικής Μετάδοσης

Αν επικεντρωθούμε καθαρά στο φαινόμενο της κυματικής μετάδοσης πάνω στο σώμα του κυματοθραύστη, δηλαδή από τον ανάντη πόδα της κατασκευής στην στέψη και τέλος στον κατόντη πόδα, συγκρίνοντας αυστηρά τους αντίστοιχους συντελεστές K_t από σχέσεις και μοντέλα, μπορούμε να κάνουμε τις ζητούμενες ουσιαστικές παρατηρήσεις με τον ακόλουθο τρόπο. Συγκρίνουμε τα αποτελέσματα των τεσσάρων γραφημάτων 6.6 ως 6.9 που προκύπτουν από τον πίνακα 6.10 για τις 4 αντίστοιχες κυματικές συνθήκες H_{max} 10yr & 50yr και H_s 10yr & 50yr, τα οποία περιέχουν τιμές K_t από τις σχέσεις των D'Angremond et al., Seabrook & Hall, Siladharmā & Hall και Frieβel & Harris σε αντιδιαστολή με τις τιμές των 13 τύπων μοντέλων (βλ. §5.4.2, σελ.107).

Συγκεκριμένα τα αποτελέσματα για τον K_t που παρέχονται από τα μοντέλα σε σχέση με την έκφραση των D'Angremond et al. έχουν ως εξής:

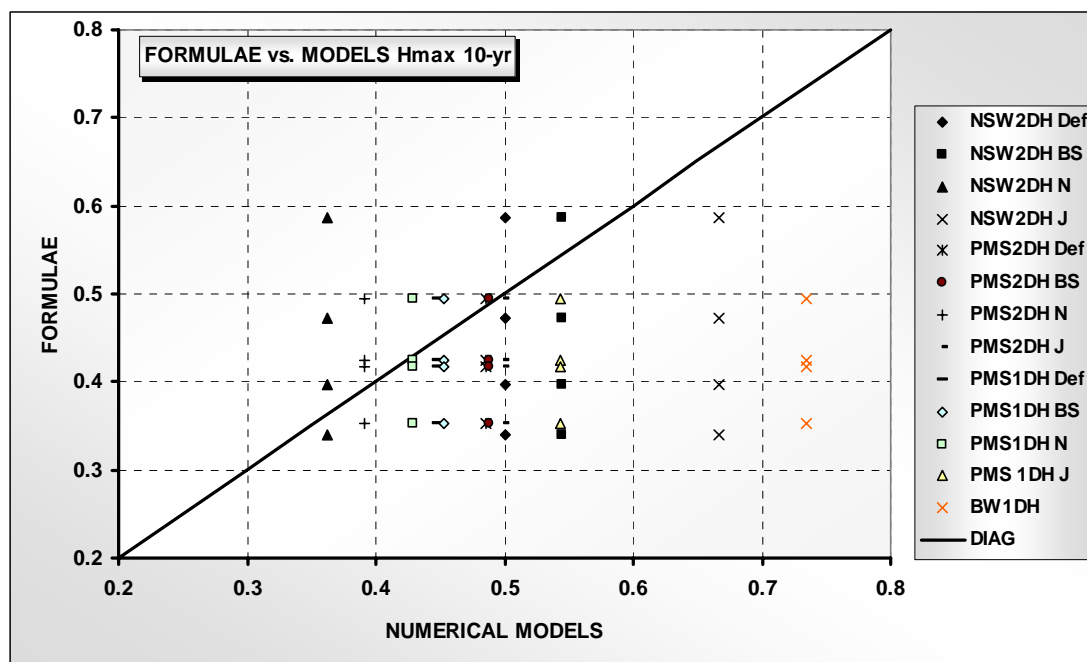
- Γενικά η μέθοδος του Nelson για τη θραύση επιτυγχάνει καλή πρόβλεψη ιδιαίτερα σε συνεργασία με το PMS (1DH).
- Το μοντέλο θραύσης των Battjes & Stive και οι ρυθμίσεις προεπιλογής για τη θραύση με το μοντέλο PMS δίνουν καλά αποτελέσματα για 50-yr περίοδο επαναφοράς.

Σε σύγκριση με τη σχέση των Seabrook & Hall ισχύει:

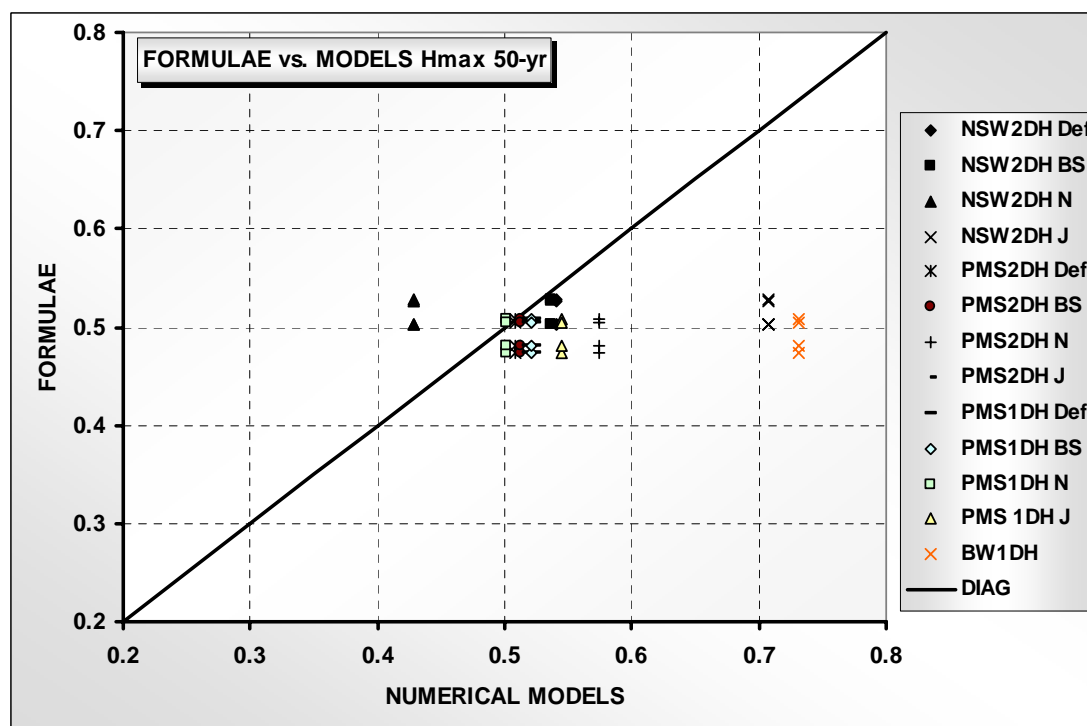
- Το BW υπερεκτιμά γενικά τον K_t εκτός από την περίπτωση των 50-yr για φασματικούς κυματισμούς.
- Το PMS συμπεριφέρεται ικανοποιητικά για ρυθμίσεις προεπιλογής ή το Battjes & Stive μοντέλο για τη θραύση.
- Η μέθοδος εισαγωγής της θραύσης κατά τον Johnson υπερεκτιμά τον K_t για 50-yr περίοδο επαναφοράς, ενώ δίνει αξιόλογα αποτελέσματα με το PMS (2DH) για 10-yr περίοδο επαναφοράς.

Τα ίδια ισχύουν και για τη σχέση των Friebel & Harris με την προσθήκη ότι και το μοντέλο του Nelson δίνει καλά αποτελέσματα σε συνεργασία με το μοντέλο PMS (1DH).

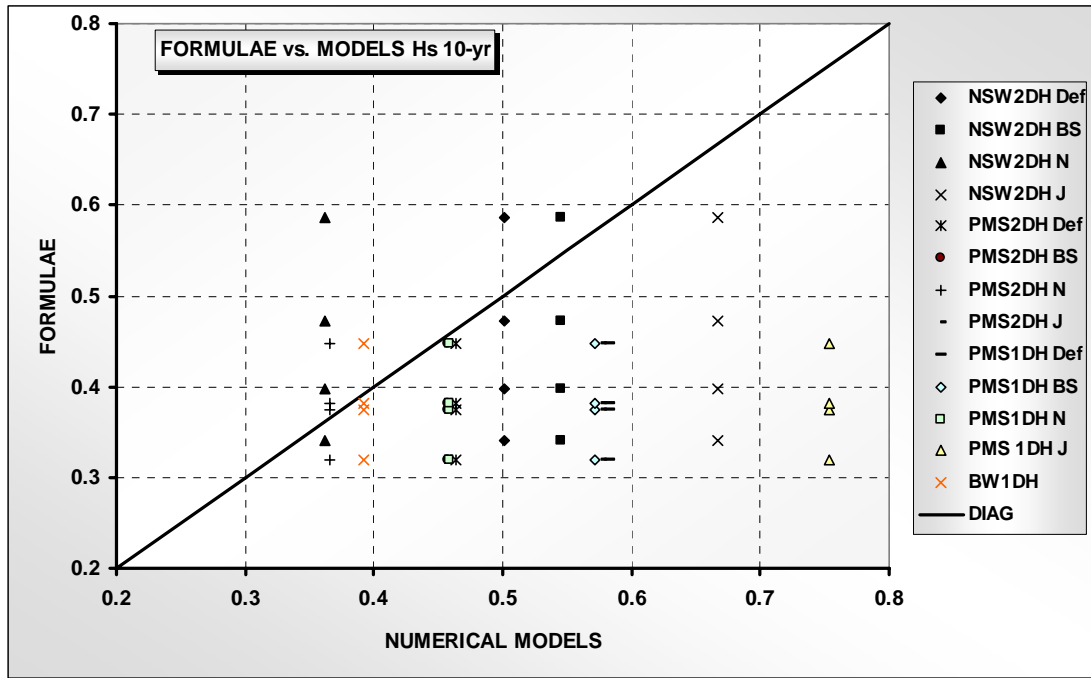
Η σύγκριση με τα αποτελέσματα του τύπου των Siladharma & Hall επιβεβαιώνει τα παραπάνω.



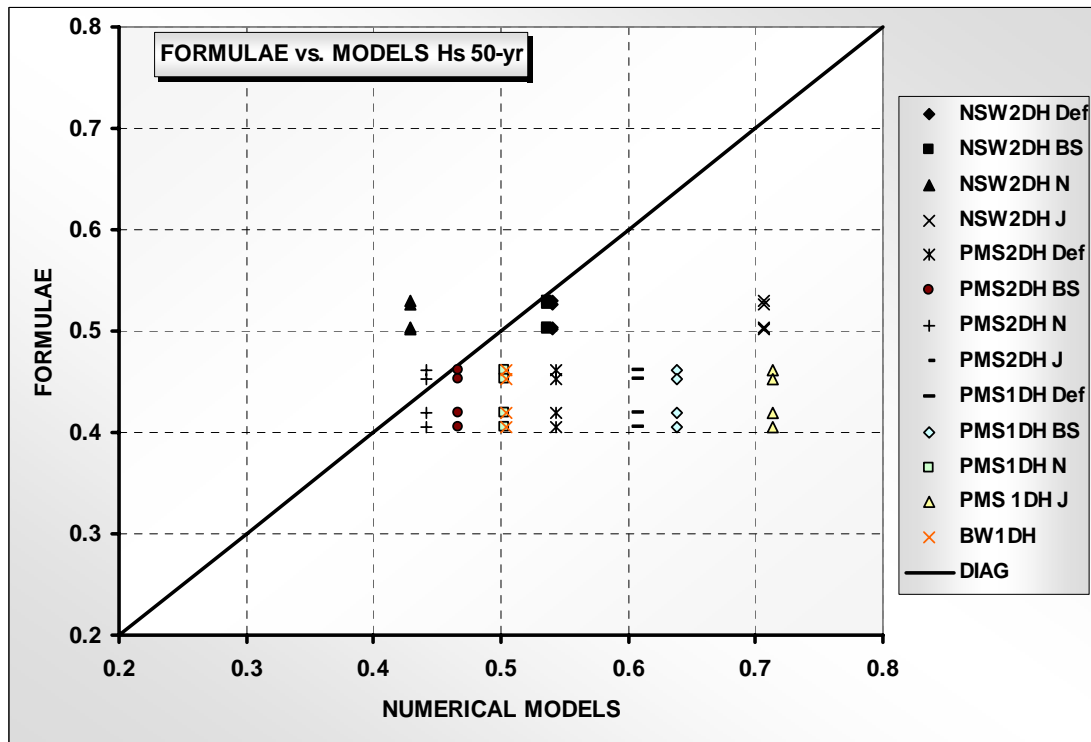
ΓΡΑΦΗΜΑ 6.6 ΣΥΓΚΡΙΣΗ ΣΥΝΤΕΛΕΣΤΩΝ K_t ΣΧΕΣΕΙΣ vs ΜΟΝΤΕΛΑ H_{max} 10-yr



ΓΡΑΦΗΜΑ 6.7 ΣΥΓΚΡΙΣΗ ΣΥΝΤΕΛΕΣΤΩΝ K_t ΣΧΕΣΕΙΣ vs ΜΟΝΤΕΛΑ H_{max} 50-yr



ΓΡΑΦΗΜΑ 6.8 ΣΥΓΚΡΙΣΗ ΣΥΝΤΕΛΕΣΤΩΝ K_t ΑΠΟ ΣΧΕΣΕΙΣ & ΜΟΝΤΕΛΑ H_s 10-yr



ΓΡΑΦΗΜΑ 6.9 ΣΥΓΚΡΙΣΗ ΣΥΝΤΕΛΕΣΤΩΝ K_t ΑΠΟ ΣΧΕΣΕΙΣ & ΜΟΝΤΕΛΑ H_s 50-yr

Γενικά σαν συμπέρασμα από τη συνολική επιθεώρηση των διαγραμμάτων προκύπτει ότι το PMS μοντέλο συμπεριφέρεται με συνέπεια και αξιοπιστία στη σύγκρισή του με τις εκφράσεις με βέλτιστη εφαρμογή στα πειραματικά δεδομένα. Το συμπέρασμα αυτό αναφέρεται επίσης από τον Johnson (2006).

Επιπρόσθετα, το μοντέλο NSW συμπεριφέρεται αποδεκτά, ειδικά με τις ρυθμίσεις προεπιλογής ή τη μέθοδο του Nelson για τον μετασχηματισμό της θραύσης. Είναι δε εμφανές ότι η προσέγγιση του Johnson υποεκτιμά τη θραύση και συνεπώς υπερεκτιμά τον συντελεστή K_t ιδιαίτερα για χαμηλές τιμές ελεύθερου ύψους πάνω από τη στέψη του $Y. K.$

Το μοντέλο BW υπερεκτιμά επίσης τον K_t όταν γίνεται χρήση απλών μονοχρωματικών κυματισμών ως δεδομένων εισαγωγής, ενώ πλησιάζει τις αναλυτικά υπολογιζόμενες τιμές για σύνθετους φασματικούς κυματισμούς.

Στην περίπτωση υψηλών επερχόμενων κυμάτων (Γράφημα 6.6-6.7) μπορούμε να πούμε ότι το PMS μοντέλο αποδίδει ικανοποιητικά, ακολουθούμενο από το NSW, ενώ το BW υπερεκτιμά την κυματική μετάδοση για μονοχρωματικά κύματα.

Επίσης τα μοντέλα θραύσης των Johnson και Nelson δεν βοηθούν τα μοντέλα να αποδώσουν αξιόπιστα και με συνέχεια για τις περισσότερες περιπτώσεις εφαρμογής.

Αναφορικά με τη σύγκριση των 1DH έναντι των 2DH μοντέλων αποδεικνύεται ότι και τα δύο αποδίδουν αρκετά ικανοποιητικά με σχετικά κοντινές τιμές αποτελεσμάτων.

Μία ενδιαφέρουσα διαπίστωση όσο αφορά στην επιρροή του πλάτους στέψης B στον συντελεστή K_t , είναι ότι το B αποκτά στις αναλυτικές σχέσεις μία βέλτιστη τιμή για την οποία ο K_t ελαχιστοποιείται, ενώ αντιθέτως στα αριθμητικά προσομοιώματα η αύξηση της τιμής του B τείνει να προκαλέσει συνεχή (μονοτονική) μείωση της τιμής του K_t .

7. ΣΥΜΠΕΡΑΣΜΑΤΑ

7.1. Ως προς την Πρακτική Εφαρμογή

Οι Ύφαλοι Κυματοθραύστες που προβλέπονται στο έργο Saraya Aqaba Lagoon αποτελούν μοναδικά στο είδος τους έργα τεχνολογίας αιχμής (state-of-the-art). Δεν έχουν ξανακατασκευαστεί ίδιας μορφής κυματοθραύστες παλιότερα.

7.1.1. Κυματικές Συνθήκες εντός του Κολπίσκου

Η προαναφερθείσα συζήτηση και εξέταση των αποτελεσμάτων μας οδηγεί στα ακόλουθα συμπεράσματα:

- Κάτω από συνήθειες (σχετικά ήπιες) συνθήκες η κυματική διαταραχή στην τεχνητή κόλπωση είναι αποδεκτή για δραστηριότητες αναψυχής, όπως κολύμβηση κ.τ.λ.
- Σε δυσμενείς (αλλά όχι ακραίες) συνθήκες, π.χ. για 10-yr περίοδο επαναφοράς, η θαλάσσια επιφάνεια μπορεί να γίνει άγρια και κυματώδης με αποτέλεσμα να μην είναι ευχάριστη στους λουόμενους ιδιαίτερα στο εξωτερικό κομμάτι της κόλπωσης.
- Σε συνδυασμό ακραίων κυματικών συνθηκών και ανύψωσης της ΜΣΘ (50-yr περίοδο επαναφοράς) οι δυσάρεστες για τους λουόμενους συνθήκες καλύπτουν όλο το εξωτερικό και λίγο από εσωτερικό κομμάτι της κόλπωσης.
- Το εσωτερικό κομμάτι της κόλπωσης φαίνεται να είναι ικανοποιητικά προστατευμένο κάτω από κάθε συνδυασμό ανεμολογικών και κυματικών συνθηκών.
- Στην περιοχή των ‘bungalows’ παρατηρείται υπολογίσιμη και αισθητή πρόσκρουση των κυμάτων στην εξέδρα έδρασης κάτω από ακραίες συνθήκες ακόμα και με τους Υ. Κ. παρόντες.
- Σημειώνεται ότι η βορειότερη εκ των κατασκευών πάνω στους πασσάλους του συμπλέγματος που βρίσκεται στο νότιο ακρογωνιαίο σημείο της εισόδου της κόλπωσης είναι ελαφρώς πιο εκτεθειμένο από τα υπόλοιπα. Συνεκδοχικά προτείνεται η μετακίνηση του συμπλέγματος των ‘bungalows’ προς τα νότια σε συνδυασμό με λεπτομερέστερη μελέτη της διάταξης των Υ. Κ.

- Οι υδροδυναμικές κυματικές συνθήκες μπορούν να βελτιωθούν με αναβάθμιση των έργων προστασίας η οποία θα βασίζεται στο στάδιο μελέτης σε φυσικό μοντέλο.

7.1.2. Συνθήκες στο Παράκτιο Τμήμα

Είναι αδύνατο να σχεδιαστούν οι Υ. Κ. με τέτοιο τρόπο ώστε να μην προσβάλλονται καθόλου οι ελαφριές κατασκευές σε πασσάλους από την πρόσκρουση των κυμάτων. Αντικειμενικός σκοπός είναι να σχεδιαστούν με τέτοιο τρόπο ώστε η πιθανότητα πρόσκρουσης των κυματισμών στην εξέδρα έδρασης των ‘bungalows’ και συνακόλουθης αστοχίας ή φθοράς να βρίσκεται μέσα σε αποδεκτά όρια. Το υποκειμενικό κριτήριο της πιθανότητας αστοχίας ή απλής φθοράς είναι πολύ δύσκολο να ποσοτικοποιηθεί σε τέτοια έργα. Στην περίπτωση των πλωτών προβλητών και αποβάθρων οι οποίες χρησιμοποιούνται από πεζούς ή για φορτοεκφόρτωση αγαθών, μπορεί κανείς να συμβιβαστεί με την πρόσκρουση των κυμάτων σε αυτές, εφόσον η λειτουργική τους χρήση διακόπτεται κατά τη διάρκεια ακραίων κυματικών συμβάντων. Στην περίπτωση όμως των ‘bungalows’, τα οποία βρίσκονται σε συνεχή χρήση και φιλοξενούν αντικείμενα ευαίσθητα σε απότομες μετακινήσεις και αναταράξεις, ο αποδεκτός βαθμός κίνησης δεν μπορεί να καθοριστεί με ακρίβεια. Μία απόσταση ασφαλείας (ελεύθερο ύψος) της βάσης της εξέδρας έδρασης από τη ΜΣΗ είναι απαραίτητη.

Τελικά εμείς προτείνουμε ένα εγγυητικό ελεύθερο ύψος ασφαλείας 0.4m-0.5m πάνω από τη μέγιστη ανύψωση της θαλάσσιας ελεύθερης επιφάνειας λόγω ταυτόχρονης δράσης κυμάτων, καταιγίδων, παλίρροιας και φαινομένου του θερμοκηπίου για 50-yr περίοδο επαναφοράς.

Είναι φανερό από τον Πίνακα 6.4 ότι για κανονικές συνθήκες (10-yr) δεν υπάρχει εμφανής κίνδυνος πρόσκρουσης των κυμάτων στην εξέδρα. Κάτω από ακραίες συνθήκες όμως τα όρια ασφαλείας ελαττώνονται δραστικά σε 0.15m για τον μέγιστο μεταδιδόμενο κυματισμό που υπολογίζεται μέσω της προσέγγισης του CEM. Οι άλλες δύο προσεγγίσεις υπό δοκιμή ικανοποιούν το προηγούμενα ορισμένο όριο ασφαλείας. Προκαταρκτικός έλεγχος των δύο τελευταίων προσεγγίσεων αναφορικά με την επιρροή του πλάτους στέψης B στο μεταδιδόμενο ύψος κύματος H_t δεν κατέδειξε περεταίρω μείωση του τελευταίου με αντίστοιχη αύξηση του B .

Καταλήγοντας, τα ευρήματα της προκαταρκτικής έρευνας με τη χρήση των αναλυτικών σχέσεων αποδεικνύουν ότι η εξεταζόμενη διατομή των Υ. Κ. μειώνει τις

κρουστικές δυνάμεις στη βάση της εξέδρας έδρασης των ‘bungalows’ σε αποδεκτά επίπεδα. Μολαταύτα αν απαιτηθεί έκτακτη πρόσθετη προστασία κάτω από τις ακραίες περιβαλλοντικές συνθήκες (50-yr), προτείνεται ανύψωση της εξέδρας κατά 0.25m.

7.2 Συμπεράσματα Γενικότερης Εφαρμογής

Λαμβάνοντας υπόψη συνολικά τις διατιθέμενες παραμέτρους ανάλυσης και τη συζήτηση των αποτελεσμάτων στις παραγράφους §6.2-6.3 τα κύρια συμπεράσματα της παρούσας έρευνας είναι τα ακόλουθα:

(a) Η κυματική μετάδοση κατάντι Ύφαλων Κυματοθραυστών αποτελεί ένα εξαιρετικά πολύπλοκο φαινόμενο το οποίο δεν μπορεί να περιγραφεί με απόλυτη πληρότητα ούτε από τις υπάρχουσες ημι-εμπειρικές αναλυτικές εκφράσεις ούτε από τα γνωστά ευρέως διαδεδομένα μοντέλα προσομοίωσης κυματικής κυκλοφορίας, παρόλη την εξέλιξή τους τα τελευταία χρόνια.

(b) Μεταξύ των δύο, οι αναλυτικές σχέσεις υπολογισμού του συντελεστή μετάδοσης φαίνεται να έχουν μεγαλύτερη αξιοπιστία από τα μοντέλα καθώς βασίζονται σε πειραματικές προσπάθειες έστω και με περιορισμένο εύρος εφαρμογής. Σχετικά πρόσφατες ημι-εμπειρικές αναλυτικές εκφράσεις αποδίδουν ικανοποιητικά εντός των ορίων εφαρμογής και ισχύος που καθορίζεται από τις πειραματικές διατάξεις, λαμβάνοντας υπόψη τους παράγοντες όπως το πλάτος στέψης της κατασκευής, τον τύπο του θραυόμενου κυματισμού, την κλίση των πρανών της κατασκευής, το μέγεθος των ογκολίθων θωράκισης κ.τ.λ. Σημαντικότερη παράμετρος από όλες αποδεικνύεται ότι αποτελεί το ελεύθερο ύψος πάνω από τη στέψη του Υ. Κ.

(c) Από τις σχέσεις που ελέγχθηκαν αυτή των Friebel & Harris (2003) φαίνεται να έχει υποστεί την πιο πρόσφατη βελτιστοποίηση. Η σχέση των D’Angremond et al. (1996) θεωρείται η πιο κλασική και είναι η μόνη που εισάγει ξεκάθαρα τη διεργασία της θραύσης και τον δείκτη ομοιότητας θραύσης στην ανάλυση. Ο τύπος των Seabrook & Hall (1998) και η επέκτασή του από τους Siladharma & Hall (2003) περιλαμβάνουν ρητά την επιρροή του τυπικού μεγέθους των ογκολίθων θωράκισης και των τυρβωδών διεργασιών που το πορώδες της κατασκευής συνεπάγεται. Οι παραπάνω σχέσεις προτείνονται γενικότερα προς εφαρμογή.

(d) Από τα ερευνώμενα αριθμητικά προσομοιώματα, το παραβολικό μοντέλο επίλυσης της εξίσωσης ήπιας κλίσης (PMS του πακέτου λογισμικού MIKE21) επιδεικνύει την πιο συνεπή και αξιόπιστη συμπεριφορά συγκρινόμενο με τις παραπάνω αναλυτικές εκφράσεις. Παρόλα αυτά πρέπει να καταδειχθεί ότι σε αρκετές περιπτώσεις ο συνδυασμός δεδομένων εισαγωγής και βαθυμετρίας μπορεί να οδηγήσει σε διαφορετικό μοντέλο ως το καταλληλότερο. Π.χ. το μοντέλο Boussinesq (MIKE21 BW) αποδίδει ικανοποιητικά για Υ. Κ. με τη στέψη τους σχετικά βαθειά, δηλ. με μεγάλο ελεύθερο ύψος κατασκευής και όταν περιλαμβάνονται σύνθετοι φασματικοί κυματισμοί στην προσομοίωση. Στις υπόλοιπες περιπτώσεις υπερεκτιμά το μεταδιδόμενο ύψος κύματος και τον αντίστοιχο συντελεστή μετάδοσης.

(e) Η θραύση των κυμάτων αποτελεί τον πιο σημαντικό παράγοντα επιρροής του φαινομένου της κυματικής διάδοσης πάνω και κατάντι του Υ. Κ., σε σχέση π.χ. με τις απώλειες ενέργειας από την τριβή στον πυθμένα κ.τ.λ. Αυτό μας οδηγεί στο συμπέρασμα ότι το πλάτος στέψης παίζει έναν εξίσου σημαντικό ρόλο στον καθορισμό του συντελεστή κυματικής μετάδοσης, πράγμα που επιβεβαιώνεται με την εφαρμογή των μοντέλων προσομοίωσης αλλά και των σχέσεων που λαμβάνουν υπόψη τους την παράμετρο B . Η διαδικασία της θραύσης εισάγεται σε ολόκληρο το πεδίο προσομοίωσης των μοντέλων με αποτέλεσμα να επηρεάζει και το επερχόμενο ύψος κύματος H_i . Η απόκλιση των τιμών από τα μοντέλα σε σχέση με την τιμή που προκύπτει από τους αναλυτικούς μετασχηματισμούς δεν είναι μεγάλη και ικανή να επηρεάσει τον τελικό υπολογισμό του συντελεστή μετάδοσης.

(f) Όλες οι μέθοδοι υπολογισμού της θραύσης μπορούν να αποδώσουν ικανοποιητικά σε συνδυασμό με διάφορα μοντέλα. Η διατύπωση του Johnson φαίνεται να υποεκτιμά σε γενικές γραμμές το μέγεθος της θραύσης των κυμάτων σε σχέση με τις υπόλοιπες εκφράσεις. Αποδίδει όμως πολύ καλά σε σύγκριση με τον τύπο των Seabrook & Hall (1998). Οι ρυθμίσεις προεπιλογής (Battjes & Janssen, 1979; Holthuijsen et al., 1989) περισσότερο και η μέθοδος των Battjes & Stive (1985) λιγότερο σε συνδυασμό με το μοντέλο PMS αποδίδουν αρκετά αξιόπιστα σε σχέση με πολλές από τις αναλυτικές εμπειρικές εκφράσεις υπό έλεγχο. Η μέθοδος του Nelson (1987) αποδίδει μόνο για ήπιο κυματικό καθεστώς, ήπιες κλίσεις παράκτιας ζώνης και σε συνεργασία με το PMS και το NSW μοντέλο. Το τελευταίο όμως σε γενικές γραμμές προτείνεται να

αποφεύγεται, όταν εξετάζεται καθαρά και μόνο το σώμα ενός Υ. Κ. καθώς δεν περιλαμβάνει το απαραίτητο φαινόμενο της ανάκλασης (μοντέλο ολοκληρωμένο κατά τη φάση). Τέλος η μέθοδος της θραύσης που περιλαμβάνεται στο μοντέλο BW αποδίδει ορθά αποτελέσματα για σύνθετους κυματισμούς ακόμα και με τις ρυθμίσεις προεπιλογής που αφορούν ήπιες κλίσεις ακτής και όχι απότομες κλίσεις πρανών σε έργα.

(g) Αναφορικά με τη σύγκριση των 1DH έναντι των 2DH μοντέλων αποδεικνύεται ότι και τα δύο αποδίδουν αρκετά ικανοποιητικά με σχετικά κοντινές τιμές αποτελεσμάτων, με τα μονοδιάστατα να υπολογίζουν ελαφρώς μεγαλύτερες τιμές από τα διδιάστατα μοντέλα πιθανώς εξαιτίας της διασποράς του κύματος σε διάφορες διευθύνσεις η οποία εισάγεται στα δεύτερα.

(h) Επιπρόσθετα ο τιμές για τα μεταδιδόμενα ύψη κυματισμών αποκλίνουν αισθητά από κάθε γνωστή στατιστική κατανομή.

(i) Ένας σημαντικός παράγοντας, ο οποίος απουσιάζει από τις περισσότερες υπάρχουσες μεθόδους πρόβλεψης του συντελεστή κυματικής μετάδοσης είναι η διεργασία της ροής του θαλασσίου ύδατος μέσα από το πορώδες σώμα της κατασκευής. Αυτό είναι επιτακτική ανάγκη να καλυφθεί από μελλοντική έρευνα.

BIBΛΙΟΓΡΑΦΙΑ

- Abbott MB (1979). “*Computational Hydraulics*”, Pitman, London.
- Abbott, MB, Petersen, HM, and Skovgaard, O (1978). “On the Numerical Modelling of Short-waves in Shallow Water”, *Journal of Hydraulic Research*, 16, 3.
- Ahrens, JP (1987). “Characteristics of Reef Breakwaters,” Technical Report CERC-87-17, U.S. Army Corps of Engineers, Waterways Experiment Station, Vicksburg.
- Ahrens, JP (1989). “Reef Breakwater Response to Wave Attack”, *Berm Breakwaters: Unconventional Rubble-Mound Breakwaters*. American Society of Civil Engineers, 1988, pp 21-40.
- Allsop, NWH (1983). “Low-crest Breakwaters, Studies in Random Waves,” *Proc Coastal Structures 1983*, Arlington, Virginia, pp 94-107.
- Armono, HD, and Hall, KR (2002). “Wave Transmission on Submerged Breakwaters made of Hollow Hemispherical Shape Artificial Reefs,” *Proc Canadian Coastal Conference*.
- Battjes, JA, and Janssen, JPFM (1978). “Energy Loss and Set-up due to Breaking of Random Waves,” *Proc 16th Int Conf on Coastal Engineering*, Hamburg, Germany, pp 569—587.
- Battjes, JA, and Stive, MJF (1985). “Calibration and Verification of a Dissipation Model for Random Breaking Waves,” *J Geophysical Research*, Vol 90 (C5), pp 9159-9167.
- Beji, S, and Battjes, JA (1993). “Experimental Investigation of Wave Propagation Over a Bar”, *Coastal Engineering*, 19:1-2, pp. 151-162.
- Beji, S, and Battjes, JA (1994). “Numerical Simulation of Nonlinear Wave Propagation Over a Bar”, *Coastal Engineering*, 23:1-2, 1994, pp. 1-16.
- Berkhoff, JCW (1972). “Computation of Combined Refraction-Diffraction,” *Proc 13th Coastal Engineering Conf*, Vancouver, pp 471-490.
- Bleck, M, and Oumeraci, H (2002). “Hydraulic Performance of Artificial Reefs: Global and Local Description,” *Proc 28th Int Conf on Coastal Engineering*, Cardiff, UK.
- Briganti, R, Van der Meer, JW, Buccino, M, Calabrese, M (2003). “Wave transmission behind low crested structures,” *Proc Coastal Structures*, ASCE, Portland, Oregon, pp 580-592.

- British Admiralty, Navy Hydrographic Office. “*Tide Tables and Tidal Streams Tables Vol.2, Atlantic and Indian Oceans*”.
- Calabrese, M, Vicinanza, D, and Buccino, M (2003). “Low-crested and Submerged Breakwaters in Presence of Broken Waves,” *HydroLab II "Towards a Balanced Methodology in European Hydraulic Research"*, Budapest, pp. 8/1-8/23.
- Coastal Engineering Manual (2004), CEM 2.01 Professional Edition, US Army Engineer Research and Development Center, Veri-Tech, Incorporated, Vicksburg, USA.
- Comett, A., Mansard, E. and Funke, E (1994). “Wave Transformation and Load Reduction Using a Small Tandem Reef Breakwater - Physical Model Tests”, *Ocean Wave Measurement and Analysis*, American Society of Civil Engineers, New York, 1994, pp. 1008-1023.
- Daemen, IFR (1991). “Wave Transmission at Low-Crested Structures,” MSc Thesis Delft University of Technology, Delft Hydraulics Report, No H462.
- Daemrich, K, and Kahle, W (1985). “Schutzwirkung von Unterwasser Wellenbrechern unter dem Einfluss unregelmässiger seegangswellen,” Technical Report, Franzius Instituts für Wasserbau und Küsteningenieurwesen, Report Heft 61 (in German).
- Daemrich, I.F.R., Kahle, W. (1983). “Wave transmission at low crested structures”, *Proceedings Coastal Structures*, Arlington, Virginia, pp 94-107.
- Daemrich, K, Mai, S, and Ohle, N (2001). “Wave Transmission at Rubble Mound Structures,” *First German-Chinese Joint Symposium on Coastal and Ocean Engineering*, April 10-12 2002, Rostock, Germany.
- D'Angremond, K, Van der Meer, JW, and De Jong, RJ (1996). “Wave Transmission at Low-crested Structures,” *Proc 25th Int Conf on Coastal Engineering*, Orlando, Florida, 1996, pp. 2418-2426.
- Dattatri, J, Raman, H, and Shankar, NJ (1979). “Performance Characteristics of Submerged Breakwaters”, *Proc 16th International Conference on Coastal Engineering*, American Society of Civil Engineers, New York, pp. 2152-2171.
- Dean RG, and Dalrymple, RA (1984). “*Water Wave Mechanics for Engineers and Scientists*”, Prentice-Hall, Inc, Englewood Cliffs, New Jersey, USA.
- DHI (2005), MIKE21 User Guide and Reference Manual, Danish Hydraulic Institute, Water and Environment, Denmark.

- Dingemans, MW (1983). "Verification of Numerical Wave Equation Models with Field Measurements," CREDIZ Verification Haringvliet, Delft Hydraulics Laboratory, Report No W488, Delft, Netherlands, pp 137.
- Diskin, MH, Vajda, ML, and Amir, I (1970). "Piling-up behind Low and Submerged Permeable Breakwaters", *J Waterways and Harbours Div*, 96 (WW2), pp. 359-372.
- Driscoll, A.M., Dalrymple, R.A. and Grilli, S.T. (1993). "Harmonic Generation and Transmission Past a Submerged Rectangular Obstacle", *Proc 23rd International Conference in Coastal Engineering*, American Society of Civil Engineers, New York, Vol. 1, pp. 1142-1160.
- Friebel, HC, and Harris, LE (2003). "Re-evaluation of Wave Transmission Coefficient Formulae from Submerged Breakwater Physical Models."
- Fulford, E.T. "Reef Type Breakwaters for Shore Stabilization", Coastal Zone '85, American Society of Civil Engineers, New York, 1985.
- Genimar Report (2001): Private Marina of Aqaba: Stability Test of the Artificial Land. Jordan, Gen/189-15-Ind.0, p.5
- Geofirm, (2004). Personal communication with Hannes Richter.
- Gilver, LD, and Sorensen, RM (1986). "An Investigation of the Stability of Submerged Homogeneous Rubble Mound Structures Under Wave Attack", IMBT Hydraulics Report #IHL-110-86.
- Goda, Y (1985). "*Random Seas and Design of Offshore Structures*", University of Tokyo Press, Tokyo.
- Goda, Y (1988). "On the Methodology of Selecting Design Wave Height," *Proceedings of the 21st Coastal Engineering Conference*, American Society of Civil Engineers, Costa del Sol-Malaga, Spain, pp.899-913.
- Hamaguchi, T, Uda, T, Inoue, Ch, and Igarashi, A (1991). "Field Experiment on wave-Dissipating Effect of Artificial Reefs on the Niigata Coast", *Coastal Engineering in Japan*, JSCE, Vol. 34, No. 1.
- Hearn, JK (1987). "An analysis of stability of and wave modifications due to low crested, sacrificial breakwaters", MSc Thesis, University of Florida, UFL/COEL/MP-87-1.
- Holthuijsen, LH, Booij, N, and Herbers, THC (1989). "A Prediction Model for

- Stationary, Short-crested Waves in Shallow Water with Ambient Currents,” *Coastal Engineering*, Vol. 13, pp 23-54.
- Intergovernmental Panel on Climate Change (IPCC) (2000). “Third Assessment Report”.
- Johnson, HK (1998). “On Modelling Wind-Waves in Shallow and Fetch Limited Areas Using the Method of Holthuijsen, Booij and Herbers,” *J Coastal Research*, Vol 14, No 3, pp 917-932.
- Johnson, HK (2006). “Wave Modelling in the Vicinity of Submerged Breakwaters,” *Coastal Engineering*, Vol 53, pp 39-48.
- Kahma, KK, and Calkoen, CJ (1994). “*Growth Curve Observations, in: Dynamics and Modelling of Ocean Waves by Komen et al.*”, pp. 174-182. Cambridge University Press.
- Kawai H, Kudoh T, Masumoto T, Hiraish T, and Uehara I (1996). “Laboratory Simulation and Application of Numerical Model on Wave and Current around Submerged Breakwaters”, *Proc of Tecno-Ocean '96 Int'l Symposium-Proceedings II*, Kobe, Japan.
- Kirby, JT (1986). “Rational Approximations in the Parabolic Equation Method for Water Waves,” *Coastal Engineering*, Vol 10, pp 355-378.
- Komen, GJ, Cavaleri, L, Donelan, M, Hasselmann, K, Hasselmann, S, Janssen, PAEM (1994). “Dynamics and Modelling of Ocean Waves,” Cambridge University Press, pp 532.
- Larsen, J, and Dancy, M (1983). “Open Boundaries in Short-wave Simulations - A New Approach”, *Coastal Engineering*, 7.
- Liberatore, G, and Petti, M (1993). “Wave Transformations Over a Submerged Bar : Experiments and Theoretical Interpretations”, *Proc 23rd International Conference on Coastal Engineering*, American Society of Civil Engineers , New York, Vol. 1, pp. 447-459.
- Loveless, JH, Debski, D, and MacLeod, AB (1998). “Sea Level Set-up Behind Detached Breakwaters”, *Proc 26rd International Conference on Coastal Engineering*, 2, pp. 1665-1678.
- Madsen, PA, Murray, R, and Sørensen, OR (1991). “A New Form of the Boussinesq Equations with Improved Linear Dispersion Characteristics (Part

- 1),” *Coastal Engineering*, Vol 15, pp 371-388.
- Madsen, PA, and Sørensen, OR (1992). “A New Form of the Boussinesq Equations with Improved Linear Dispersion Characteristics (Part 2: A Slowly-varying Bathymetry),” *Coastal Engineering*, Vol 18, pp 183-204.
- Madsen, PA, Sørensen, OR, and Schäffer, HA (1997a). “Surf Zone Dynamics Simulated by a Boussinesq Type Model, Part I: Model Description and Cross-shore Motion of Regular Waves,” *Coastal Engineering*, Vol 32, pp 255-288.
- Madsen, PA, Sørensen, OR, and Schäffer, HA (1997b). “Surf Zone Dynamics Simulated by a Boussinesq Type Model. Part II: Surf Beat and Swash Zone Oscillations for Wave Groups and Irregular Waves,” *Coastal Engineering*, Vol 32, pp 289-320.
- Mai, S, Liebermann von, N, and Zimmerman, C, (1999). “Interaction of foreland structures with waves,” *Proc 28th IAHR Congress*, Graz, Austria.
- Marine Science Station (MSS) (2005). “Environmental Appraisal of the Jordanian Coast of the Gulf of Aqaba, Red Sea”, University of Jordan, Yarmouk University, Aqaba, Jordan.
- Memos, C (1996). “Ayoun Mousa Power Plant”, DENCO, Athens, Greece.
- Memos, C (1987). “Coast Guards Marine Facilities of Aqaba Gulf, Jordan”, ACE, Athens, Greece.
- Memos, CD, 2005. “*Port Engineering*”, (in Greek), Symmetria, Athens, Greece.
- Μέμος Κ. Δ., 2005. «*Μαθήματα Λιμενικών Έργων*», Συμμετρία, Αθήνα.
- Μέμος Κ. Δ., 2006. «*Θαλάσσια Υδροδυναμική*», Σημειώσεις Μαθήματος ΔΠΜΣ, ΕΜΠ, Αθήνα.
- Nelson, RC (1987). “Design Wave Heights on Very Mild Slopes: an Experimental Study,” *Civil Eng Trans, Inst Eng Australia*, Vol 29, pp 157-161.
- Nielsen, P (1979). “Some Basic Concepts of Wave Sediment Transport,” Institute of Hydrodynamics and Hydraulic Engineering (ISVA), Technical University of Denmark, Series Paper No 20, January 1979.
- Noble Consultants, Inc. (2004). “Final Draft Report, Engineering Analysis and Evaluation for Saraya Lagoon Development, Gulf of Aqaba, Jordan”, Irvine,

California, USA.

Ohnaka, S, and Yoshizwa, T, (1994). "Field Observation on Wave Dissipation and Reflection by an Artificial Reef with Varying Crown Width", *Proc Hydro-Port 1994*, Yokosuka, Japan.

Ozsanne, F, Chadwick, A J, Huntley, D A, Simmonds, D J and Lawrence, J (2000). "Velocity predictions for shoaling waves with a Boussinesq-type Model", *Coastal Eng.*, 41, 361-397.

Pacific Weather Analysis, (1982). "Hindcast of Severe Storm Waves at Diablo Canyon, California", prepared for Omar Lillevang, Consulting Engineer, October, 1982.

Penchev, V (2005). "Interaction of Waves and Reef Breakwaters," *Environmentally Friendly Coastal Protection*, NATO Science Series, Vol 53, *Proc NATO Advanced Research Workshop on Environmentally Friendly Coastal Protection Structures*, Varna, Bulgaria, 25–27 May 2004.

Peregrine, DM (1967). "Long Waves on a Beach," *J Fluid Mechanics*, Vol 27, Part 4.

Petti, M, and Ruol, P (1991). "Experimental Study on the Behaviour of Submerged Detached Breakwaters", *Proc 3rd International Conference on Coastal and Port Engineering in Developing Countries*, Vol. 1, pp. 167 - 179.

Petti, M, and Ruol, P (1993). "Laboratory Tests on the Interaction Between Nonlinear Long Waves and Submerged Breakwaters", *Proc 23rd International Conference on Coastal Engineering*, American Society of Civil Engineers, New York, Vol. 1, pp. 792-803.

Pilarczyk, KW (2003). "Design of low-crested (submerged) structures – an overview", *Proc 6th International Conference on Coastal and Port Engineering in Developing Countries*, Colombo, Sri Lanka, 2003.

Powell, KA, and Allsop, NWH (1985). "Low-Crested Breakwaters, Hydraulic Performance and Stability," Technical Report, HR Wallingford, Report No SR57.

Putnam, JA, and Johnson, JW (1949). "The Dissipation of Wave Energy by Bottom Friction," *Trans American Geophysical Union*, Vol 30, pp 67-74.

Roudkivi, AJ (1988). "The Roughness Heights under Waves", *Journal of*

Hydraulic Research, Vol. 26, No. 5.

Sawaragi, T, Okahara, Y, and Deguchi, I (1989). "Study on Reduction of Wave Energy by Submerged Breakwater with Wide Crown Width and its Scale Effect", *Proc 36th Japanese Conf on Coastal Eng*, JSCE, (in Japanese).

Schäffer, HA, Madsen, PA and Sørensen, OR (1993). "A Boussinesq model for waves breaking in shallow water", *Coastal Engineering*, 20, 185-202.

Seabrook, SR (1997). "Investigation of the Performance of Submerged Rubblemound Breakwaters," MSc Thesis, Queen's University, Ontario, Canada.

Seabrook, SR, and Hall, KR, (1998). "Wave Transmission at Submerged Rubble Mound Breakwaters," *Proc 26th Int Conf on Coastal Engineering*, ASCE, pp 2000-2013.

Seelig, WN (1980). "Two Dimensional Tests of Wave Transmission and Reflection Characteristics of Laboratory Breakwaters," Technical Report 80-1, Coastal Engineering Research Center, US Army Corps of Engineers Waterways Experiment Station, Vicksburg, MS, pp 187.

Seelig, WN (1980). "Estimation of Wave Transmission Coefficients for Overtopping of Impermeable Breakwaters", CERC Coastal Engineering Technical Aid 80-7.

Seelig, WN (1979). "Effect of Breakwaters on Waves : Laboratory Tests of Wave Transmission by Overtopping", *Proc Coastal Structures 1979*, American Society of Civil Engineers, New York, pp. 941-961.

Siladharma, IGB, and Hall, K (2003). "Diffraction Effect on Wave Transmission at Submerged Breakwaters," Index paper, Internet version.

Smith, ER, and Kraus, NC (1990). "Laboratory Study on Macro-Features of Wave Breaking Over Bars and Artificial Reefs", CERC Technical Report 90-12.

Sørensen, OR, Schaffer, HA, and Madsen PA (1998). "Surf zone dynamics simulated by a Boussinesq type model. Part III: Wave-induced horizontal nearshore circulations", *Coastal Eng.*, 33, 155-176.

Sørensen, OR, and Schäffer, HA, and Sørensen, LS (2004). "Boussinesq-type Modelling Using an Unstructured Finite Element Technique," *Coastal Engineering*, Vol 50, pp 181-198.

- Svendsen, LA, and Jonsson, IG (1980). “*Hydrodynamics of Coastal Regions*”, Technical University of Denmark.
- Swart, DH (1974). “Offshore sediment transport and equilibrium beach profiles”, WL Delft Hydraulics Publication no. 131, Delft, the Netherlands.
- Tanaka, N (1976). “Effects of Submerged Rubblemound Breakwater on Wave Attenuation and Shoreline Stabilization”, *Proceedings of 23rd Japanese Coastal Engineering Conference*, 1976.
- Ting, FCK, and Kim, YK (1994). “Vortex Generation in Water Waves Propagating Over a Submerged Obstacle”, *Journal of Coastal Engineering*, American Society of Civil Engineers, New York, 24:1-2,1994, pp. 23-49.
- US Army Corps of Engineers, Coastal Engineering Research Center (1984). *Shore Protection Manual*.
- US Army Corps of Engineers, Coastal Engineering Research Center (1973). *Shore Protection Manual*.
- USACE (US Army Corps of Engineers), (1992). “Automated Coastal Engineering System,” Version 1.07, Waterways Experiment Station, September 1992.
- Van der Meer, JW (1988). “Rock Slopes and Gravel Beaches under Wave Attack,” Ph.D. thesis, Delft University of Technology, Delft Hydraulics Report, No 396.
- Van der Meer, JW (1990). “Data on Wave Transmission due to Overtopping,” Technical Report, Delft Hydraulics Report, No H986.
- Van der Meer, JW (1991). "Stability and Transmission at Low-Crested Structures", Delft Hydraulics Publication 453.
- Van der Meer, JW, and Daemen, IFR (1994). “Stability and wave transmission at low crested rubble mound structures,” *J Waterway, Port, Coastal and Ocean Engineering*, ASCE, 1994, Vol 100, No 1, pp 1-19.
- Van der Meer, JW, and d'Angremond, K (1991). “Wave transmission at low-crested structures,” *Coastal structures and breakwaters*, Thomas Telford, London, England, pp 25-42.
- Van der Meer, JW, and Pilarczyk, KW (1991). “Stability of Low Crested and Reef Breakwaters,” *Proc 22th Int Conf on Coastal Engineering*, ASCE, New York, USA.

- Van der Meer, JW, Regeling, HJ, and de Waal, JP (2000). “Wave transmission: spectral changes and its effects on run up and overtopping”, *Proc 27th Int Conf on Coastal Engineering*, pp. 2156-2168.
- Van der Meer, JW, Wang, B, Wolters, A, Zanuttigh, B, and Kramer, M (2003). “Oblique wave transmission over lowcrested structures”, *Proc Coastal Structures 2003*, ASCE, Portland, USA, pp. 567–579.
- Van der Meer, JW, Briganti, R, Wang, B, and Zanuttigh, B (2005). “Wave transmission at low-crested structures, including oblique wave attack”, *Proc Int Conf on Coastal Engineering*, ASCE, 2004, Lisbon, Portugal.
- Vidal, C, Losanda, MA, Medina, R, Mansard, EPD, and Gomez-Pina, G (1993). “Universal Analysis for the Stability of Both Low Crested and Submerged Breakwaters”, *Proc 23rd International Conference on Coastal Engineering*, American Society of Civil Engineers , New York, Vol. 2, pp. 1679-1692.
- Winter, T (1993). “Profile development of a nourishment behind a submerged breakwater”, MSc thesis, July 1993, Delft.
- Zanuttigh, B, Guerrero, M, and Lamberti, A (2003). “3D Experimental Analysis and Numerical Simulations of Hydrodynamics around Low Crested Structures.” *Proc 30th IAHR Congress*, Theme A, Thessaloniki, Greece, pp 369-376.

ΠΑΡΑΡΤΗΜΑ Α

Γραμμικός Μετασχηματισμός Κυματισμού

(Από τα βαθειά στον πόδα της κατασκευής)

DHI's Linear Wave Calculator



Known waves

You have

- wave parameters in depth (m)
- wave parameters in deep water

Specify the wave parameters:

Wave period T (s)

Wave height H (m)

Wave direction alpha (°)



The calculations are based on the dispersion relationship for progressive water waves and on Snell's Law for straight and parallel offshore contours.

The wave direction alpha is the angle between the wave orthogonal and the coast orthogonal (i.e. alpha is 0° if the wave fronts are parallel to the coast).

Applied constants: $g = 9.82 \text{ m/s}^2$, density = 1028 kg/m^3

Calculated waves

You would like

- wave parameters in depth (m)
- wave parameters in deep water

Calculated wave parameters:

Wave length L (m)

Wave number k (m⁻¹)

Wave celerity c (m/s)

Group celerity c_g (m/s)

Parameter G (=2kh/sinh2kh)

Ratio of water depth to wave length h/L

Relative wave number kh

Wave direction alpha (°)

Wave height dependent parameters:

Wave height H (m)

Max. particle velocity U_{b,max} (m/s)

Wave energy E (kJ/m²)

Ursell number Ur = HL²/h³

10-yr, H_s

DHI's Linear Wave Calculator



Known waves

You have

- wave parameters in depth (m)
- wave parameters in deep water

Specify the wave parameters:

Wave period T (s)

Wave height H (m)

Wave direction alpha (°)



The calculations are based on the dispersion relationship for progressive water waves and on Snell's Law for straight and parallel offshore contours.

The wave direction alpha is the angle between the wave orthogonal and the coast orthogonal (i.e. alpha is 0° if the wave fronts are parallel to the coast).

Applied constants: $g = 9.82 \text{ m/s}^2$, density = 1028 kg/m^3

Calculated waves

You would like

- wave parameters in depth (m)
- wave parameters in deep water

Calculated wave parameters:

Wave length L (m)

Wave number k (m⁻¹)

Wave celerity c (m/s)

Group celerity c_g (m/s)

Parameter G (=2kh/sinh2kh)

Ratio of water depth to wave length h/L

Relative wave number kh

Wave direction alpha (°)

Wave height dependent parameters:

Wave height H (m)

Max. particle velocity U_{b,max} (m/s)

Wave energy E (kJ/m²)

Ursell number Ur = HL²/h³

10-yr, H_{max}

DHI's Linear Wave Calculator



Known waves

You have

- wave parameters in depth (m)
 wave parameters in deep water

Specify the wave parameters:

Wave period T (s)
 Wave height H (m)
 Wave direction alpha (°)



The calculations are based on the dispersion relationship for progressive water waves and on Snell's Law for straight and parallel offshore contours.

The wave direction alpha is the angle between the wave orthogonal and the coast orthogonal (i.e. alpha is 0° if the wave fronts are parallel to the coast).

Applied constants: $g = 9.82 \text{ m}^2/\text{s}^2$, density = 1028 kg/m^3

Calculated waves

You would like

- wave parameters in depth (m)
 wave parameters in deep water

Calculated wave parameters:

Wave length L (m)
 Wave number k (m⁻¹)
 Wave celerity c (m/s)
 Group celerity c_g (m/s)
 Parameter G (=2kh/sinh2kh)
 Ratio of water depth to wave length h/L
 Relative wave number kh
 Wave direction alpha (°)
Wave height dependent parameters:
 Wave height H (m)
 Max. particle velocity U_{b,max} (m/s)
 Wave energy E (kJ/m²)
 Ursell number Ur = HL²/h³

50-yr, H_s

DHI's Linear Wave Calculator



Known waves

You have

- wave parameters in depth (m)
 wave parameters in deep water

Specify the wave parameters:

Wave period T (s)
 Wave height H (m)
 Wave direction alpha (°)



The calculations are based on the dispersion relationship for progressive water waves and on Snell's Law for straight and parallel offshore contours.

The wave direction alpha is the angle between the wave orthogonal and the coast orthogonal (i.e. alpha is 0° if the wave fronts are parallel to the coast).

Applied constants: $g = 9.82 \text{ m}^2/\text{s}^2$, density = 1028 kg/m^3

Calculated waves

You would like

- wave parameters in depth (m)
 wave parameters in deep water

Calculated wave parameters:

Wave length L (m)
 Wave number k (m⁻¹)
 Wave celerity c (m/s)
 Group celerity c_g (m/s)
 Parameter G (=2kh/sinh2kh)
 Ratio of water depth to wave length h/L
 Relative wave number kh
 Wave direction alpha (°)
Wave height dependent parameters:
 Wave height H (m)
 Max. particle velocity U_{b,max} (m/s)
 Wave energy E (kJ/m²)
 Ursell number Ur = HL²/h³

50-yr, H_{max}

DHI's Linear Wave Calculator



Known waves

You have

- wave parameters in depth (m)
 wave parameters in deep water

Specify the wave parameters:

Wave period T (s)

Wave height H (m)

Wave direction alpha (°)



The calculations are based on the dispersion relationship for progressive water waves and on Snell's Law for straight and parallel offshore contours.

The wave direction alpha is the angle between the wave orthogonal and the coast orthogonal (i.e. alpha is 0° if the wave fronts are parallel to the coast).

Applied constants: $g = 9.82 \text{ m/s}^2$, density = 1028 kg/m^3

Calculated waves

You would like

- wave parameters in depth (m)
 wave parameters in deep water

Calculated wave parameters:

Wave length L (m)	31.221
Wave number k (m ⁻¹)	0.2012
Wave celerity c (m/s)	5.1182
Group celerity c _g (m/s)	4.5939
Parameter G (=2kh/sinh2kh)	0.7951
Ratio of water depth to wave length h/L	0.0954
Relative wave number kh	0.5997
Wave direction alpha (°)	18.395

Wave height dependent parameters:

Wave height H (m)	1.9849
Max. particle velocity U _{b,max} (m/s)	1.6065
Wave energy E (kJ/m ²)	4.9720
Ursell number Ur = HL ² /h ³	73.115

10-yr, LAT, H_s

DHI's Linear Wave Calculator



Known waves

You have

- wave parameters in depth (m)
 wave parameters in deep water

Specify the wave parameters:

Wave period T (s)

Wave height H (m)

Wave direction alpha (°)



The calculations are based on the dispersion relationship for progressive water waves and on Snell's Law for straight and parallel offshore contours.

The wave direction alpha is the angle between the wave orthogonal and the coast orthogonal (i.e. alpha is 0° if the wave fronts are parallel to the coast).

Applied constants: $g = 9.82 \text{ m/s}^2$, density = 1028 kg/m^3

Calculated waves

You would like

- wave parameters in depth (m)
 wave parameters in deep water

Calculated wave parameters:

Wave length L (m)	31.221
Wave number k (m ⁻¹)	0.2012
Wave celerity c (m/s)	5.1182
Group celerity c _g (m/s)	4.5939
Parameter G (=2kh/sinh2kh)	0.7951
Ratio of water depth to wave length h/L	0.0954
Relative wave number kh	0.5997
Wave direction alpha (°)	18.395

Wave height dependent parameters:

Wave height H (m)	2.384
Max. particle velocity U _{b,max} (m/s)	1.9295
Wave energy E (kJ/m ²)	7.1717
Ursell number Ur = HL ² /h ³	87.812

10-yr, LAT, H_{max}

DHI's Linear Wave Calculator



Known waves

You have

- wave parameters in depth (m)
 wave parameters in deep water

Specify the wave parameters:

Wave period T (s)

Wave height H (m)

Wave direction alpha (°)



The calculations are based on the dispersion relationship for progressive water waves and on Snell's Law for straight and parallel offshore contours.

The wave direction alpha is the angle between the wave orthogonal and the coast orthogonal (i.e. alpha is 0° if the wave fronts are parallel to the coast).

Applied constants: $g = 9.82 \text{ m}^2/\text{s}^2$, density = 1028 kg/m^3

Calculated waves

You would like

- wave parameters in depth (m)
 wave parameters in deep water

Calculated wave parameters:

Wave length L (m)

Wave number k (m⁻¹)

Wave celerity c (m/s)

Group celerity c_g (m/s)

Parameter G (=2kh/sinh2kh)

Ratio of water depth to wave length h/L

Relative wave number kh

Wave direction alpha (°)

Wave height dependent parameters:

Wave height H (m)

Max. particle velocity U_{b,max} (m/s)

Wave energy E (kJ/m²)

Ursell number Ur = HL²/h³

50-yr, LAT, H_s

DHI's Linear Wave Calculator



Known waves

You have

- wave parameters in depth (m)
 wave parameters in deep water

Specify the wave parameters:

Wave period T (s)

Wave height H (m)

Wave direction alpha (°)



The calculations are based on the dispersion relationship for progressive water waves and on Snell's Law for straight and parallel offshore contours.

The wave direction alpha is the angle between the wave orthogonal and the coast orthogonal (i.e. alpha is 0° if the wave fronts are parallel to the coast).

Applied constants: $g = 9.82 \text{ m}^2/\text{s}^2$, density = 1028 kg/m^3

Calculated waves

You would like

- wave parameters in depth (m)
 wave parameters in deep water

Calculated wave parameters:

Wave length L (m)

Wave number k (m⁻¹)

Wave celerity c (m/s)

Group celerity c_g (m/s)

Parameter G (=2kh/sinh2kh)

Ratio of water depth to wave length h/L

Relative wave number kh

Wave direction alpha (°)

Wave height dependent parameters:

Wave height H (m)

Max. particle velocity U_{b,max} (m/s)

Wave energy E (kJ/m²)

Ursell number Ur = HL²/h³

50-yr, LAT, H_{max}

ΠΑΡΑΡΤΗΜΑ Β1

Μετασχηματισμός Κύματος με Φάσμα ΤΜΑ*

Deep Water Pierson-Moskowitz Spectrum:

$$S_{PM}(f) = A \times f^5 \times \exp(-B \times f^4)$$

$$A = (1/4\pi) \times (H_{mo}^2 / T_{mean}^4)$$

$$B = 1/\pi T_{mean}^4$$

$$H_{mo} = H_{so}$$

$$T_s = T_p / 1.05$$

$$T_{mean} = T_s / (0.9 \sim 1.4) \approx T_s / 1.15$$

10yr

H _{mo} (m)	T _s (sec)	T _{mean} (sec)	A	B
2.11	5.81	5.05	0.000544	0.0004887

50yr

H _{mo} (m)	T _s (sec)	T _{mean} (sec)	A	B
2.95	6.8	5.91	0.000566487	0.0002604

Shallow Water TMA* Spectrum:

$$S_{TMA}(f) = S_{PM}(f) \times \varphi(\omega_h)$$

$$\varphi(\omega_h) = \begin{cases} 1/2 \times (\omega_h^2) = a \times f^2 & , \quad \omega_h \leq 1, f \leq f_1 \\ 1 - 1/2 \times (2 - \omega_h) = b \times f & , \quad 1 < \omega_h \leq 2, f_1 \leq f \leq f_2 \\ 1 & , \quad \omega_h \geq 2, f \geq f_2 \end{cases}$$

$$\omega_h = 2\pi f \times \sqrt{(h/g)}$$

$$f = \omega_h / (2\pi \times \sqrt{(h/g)})$$

$$a = 2\pi^2 \times h_{toe} / g$$

$$b = \pi f \times \sqrt{(h_{toe}/g)}$$

$$m_o = \int_0^\infty S(f) df = \int_{0.05}^1 S(f) df$$

$$S(f) = S_{TMA}(f)$$

$$H_{mo} = 4 \times \sqrt{m_o}$$

$$H_{si} = H_{mo}$$

ω_{h1}	ω_{h2}	f_1	f_2	$f_{end}(Hz)$	$f_{start}(Hz)$
1	2	0.235513	0.9420536	1	0.05

$T_{end}(sec)$	$T_{start}(sec)$	a	b	$m_o(m^2)$	$H_{mo}(m)$
1	20	9.0144399	2.123021	0.083460642	1.155582224

$H_{si}^{(10)}(m)$
1.155582224

ω_{h1}	ω_{h2}	f_1	f_2	$f_{end}(Hz)$	$f_{start}(Hz)$
1	2	0.222264776	0.8890591	1	0.05

$T_{end}(sec)$	$T_{start}(sec)$	a	b	$m_o(m^2)$	$H_{mo}(m)$
1	20	10.1211	2.249569	0.13786555	1.48521004

$H_{si}^{(50)}(m)$
1.48521004

10-yr	$h_o=50m$	$h_{toe}=4.48m$	CEM	Seabrook & Hall	D'Angremond et al.
TMA Spectral Wave					
$H_{s,o}(m)$	2.11	-	-	-	-
$H_{s,i}(m)$	-	1.155	-	-	-
C_t	-	-	0.806	0.729	0.576
$H_{s,t}(m)$	-	-	0.932	0.843	0.666

50-yr	$h_o=50m$	$h_{toe}=5.03m$	CEM	Seabrook & Hall	D'Angremond et al.
TMA Spectral Wave					
$H_{s,o}(m)$	2.95	-	-	-	-
$H_{s,i}(m)$	-	1.555	-	-	-
C_t	-	-	0.81	0.717	0.602
$H_{s,t}(m)$	-	-	1.203	1.064	0.894

ΠΑΡΑΡΤΗΜΑ Β2

Υπολογισμός Φασμάτων TMA, Jonswap και P-M

Scientific Background

1. A **Pierson-Moskowitz** spectrum is defined as:

$$S(f) = A \cdot f^{-5} \exp(-B \cdot f^{-4})$$

where

$$A = \frac{5}{16} \frac{H_{m0}^2}{T_p^4}$$

$$B = \frac{5}{4} \frac{1}{T_p^4}$$

2. A **JONSWAP** spectrum is defined as:

$$S(f) = S_{PM}(f) \cdot \gamma^a$$

where

$S_{PM}(f)$ = Pierson-Moskowitz spectrum defined above

γ = user-selected shape parameter. A value of 3.3 corresponds to standard JONSWAP spectrum

$$a = \exp \left[-\frac{1}{2} \left(\frac{f - f_p}{\sigma f_p} \right)^2 \right]$$

$$\sigma = \begin{cases} \sigma_a & \text{for } f \leq f_p \\ \sigma_b & \text{for } f > f_p \end{cases}$$

Values corresponding to standard JONSWAP spectrum are $\sigma_a = 0.07$ and $\sigma_b = 0.09$.

3. A **TMA** spectrum is defined as:

$$S(f) = S_{JONSWAP}(f) \cdot \phi(\omega_h)$$

where

$S_{JONSWAP}(f)$ = JONSWAP spectrum defined above

$$\phi(\omega_h) = \begin{cases} 1/2\omega_h^2 & \text{for } \omega_h \leq 1 \\ 1 - 1/2(2 - \omega_h) & \text{for } 1 < \omega_h \leq 2 \\ 1 & \text{for } \omega_h > 2 \end{cases}$$

$$\omega_h = 2\pi f \sqrt{h/g}$$

h = water depth

Υπολογισμός Φάσματος TMA από Jonswap και Pierson-Moskowitz

Scientific Background

The equations for the directional distributions are given below:

1. A $\cos^n (\theta - \theta_0)$ distribution is defined as

$$D(\theta) = \cos^n(\theta - \theta_0)$$

where n is a user-specified spreading index.

2. A $\cos^{2s} [1/2(\theta - \theta_0)]$ distribution is defined as

$$D(\theta) = \cos^{2s}(1/2(\theta - \theta_0))$$

where s is a user-specified spreading index.

3. The DHI distribution is defined as:

$$D(\theta) = \cos^{2s}(1/2(\theta - \theta_0))$$

where

$$s = \frac{2}{\sigma} - \frac{1}{2}$$

$$\sigma = 0.24733 \left(\frac{f}{f_p} \right)^{2.5} + 0.07153 \left(\frac{f_p}{f} \right)^{2.5} - 0.1377$$

$$f_p = \frac{1}{T_p}$$

4. The MGS distribution is defined as:

$$D(\theta) = \cos^{2s}(1/2(\theta - \theta_0))$$

where

s_{\max} = user-specified maximum spreading index.

5. The Gaussian (normal) distribution is defined as:

$$D(\theta) = \frac{1}{\sigma\sqrt{2\pi}} \exp \left[-\frac{(\theta - \theta_0)^2}{2\sigma^2} \right]$$

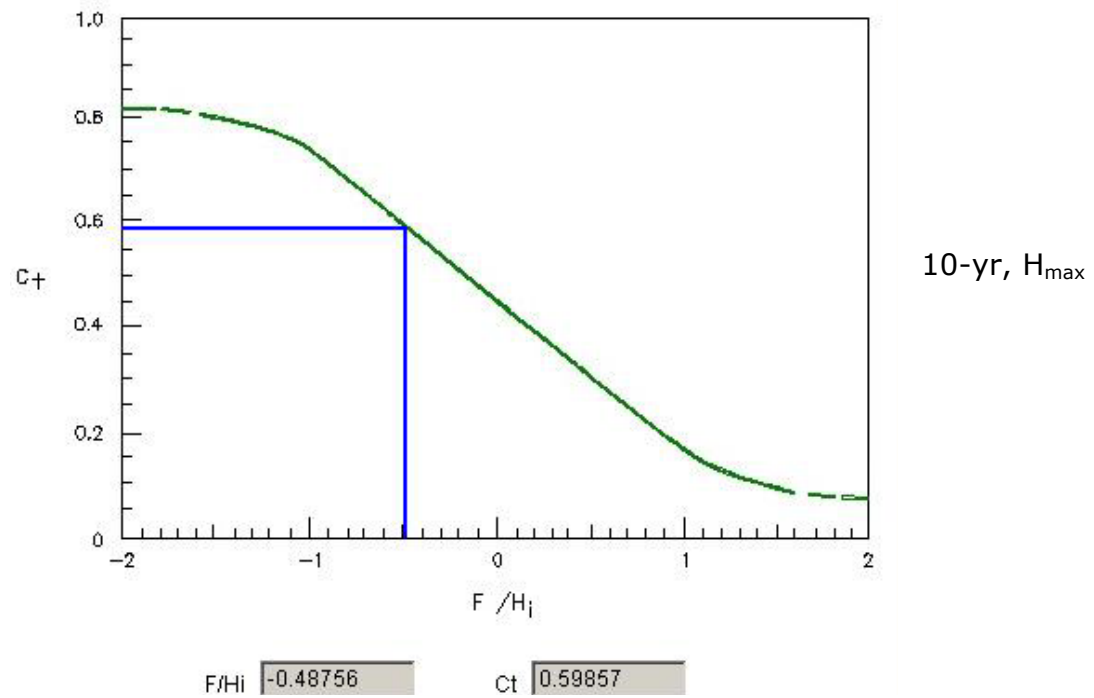
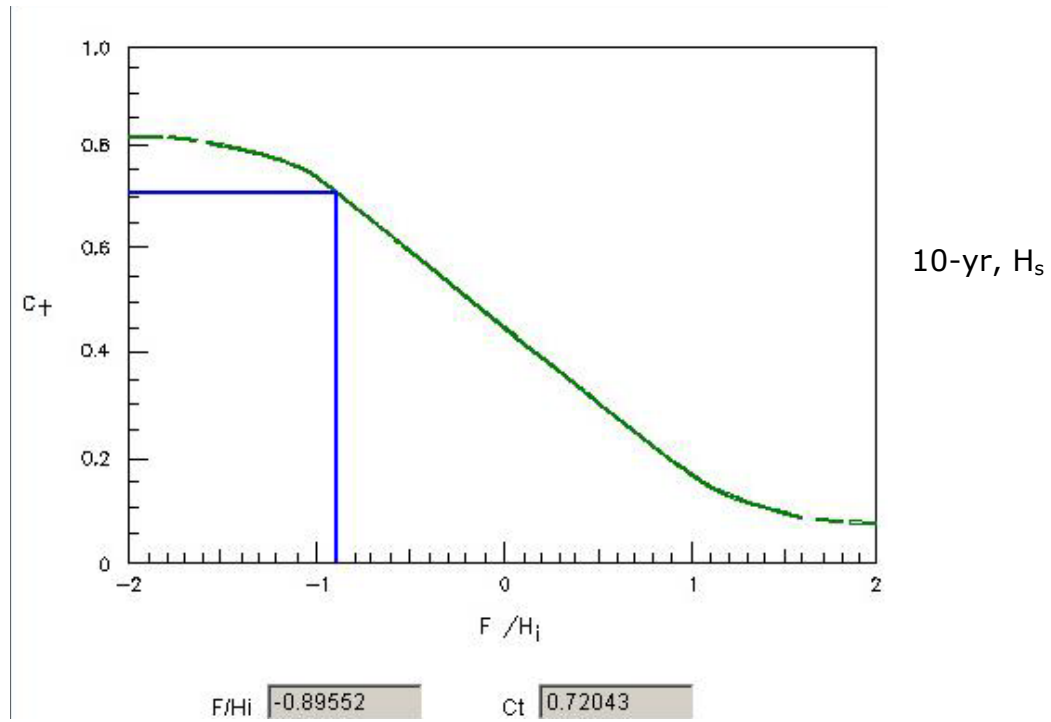
where

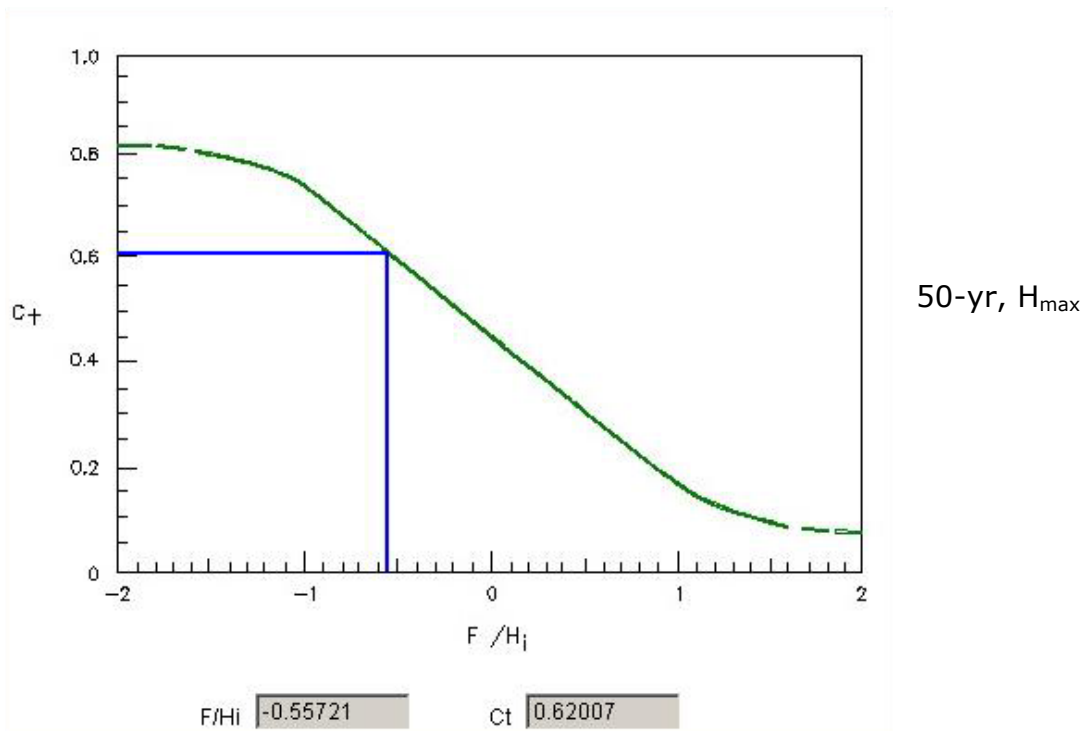
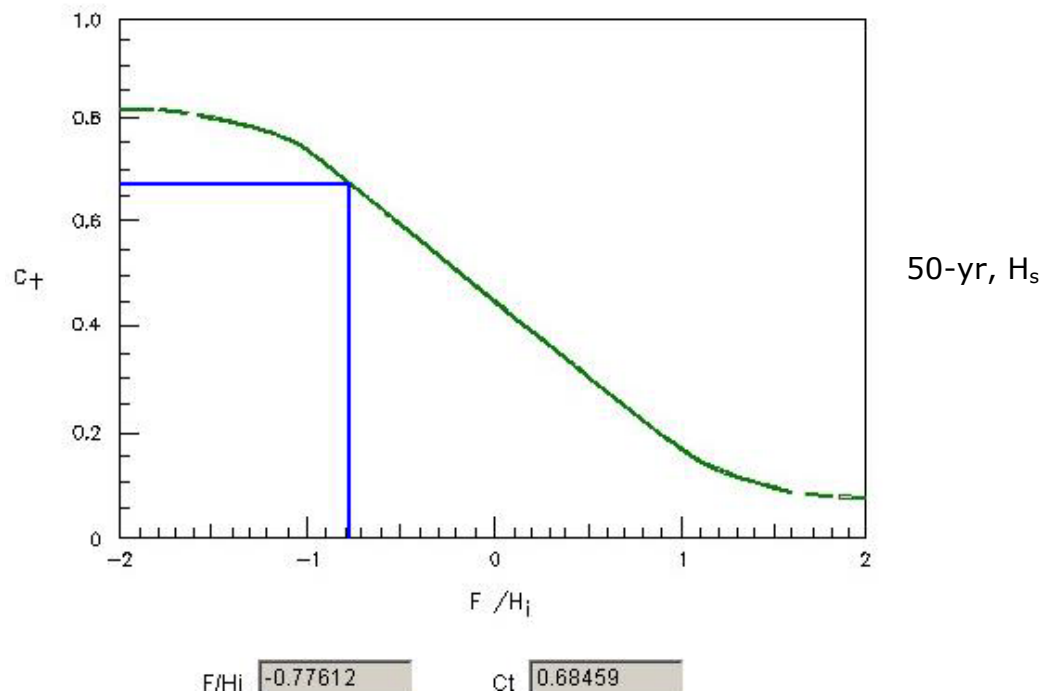
σ = user-specified spreading index.

Υπολογισμός Κατευθυντικού Φάσματος

ΠΑΡΑΡΤΗΜΑ C

Συντελεστής Κυματικής Μετάδοσης από CEM





Παράρτημα D

Αποτελέσματα Προκαταρκτικής Εφαρμογής NSW

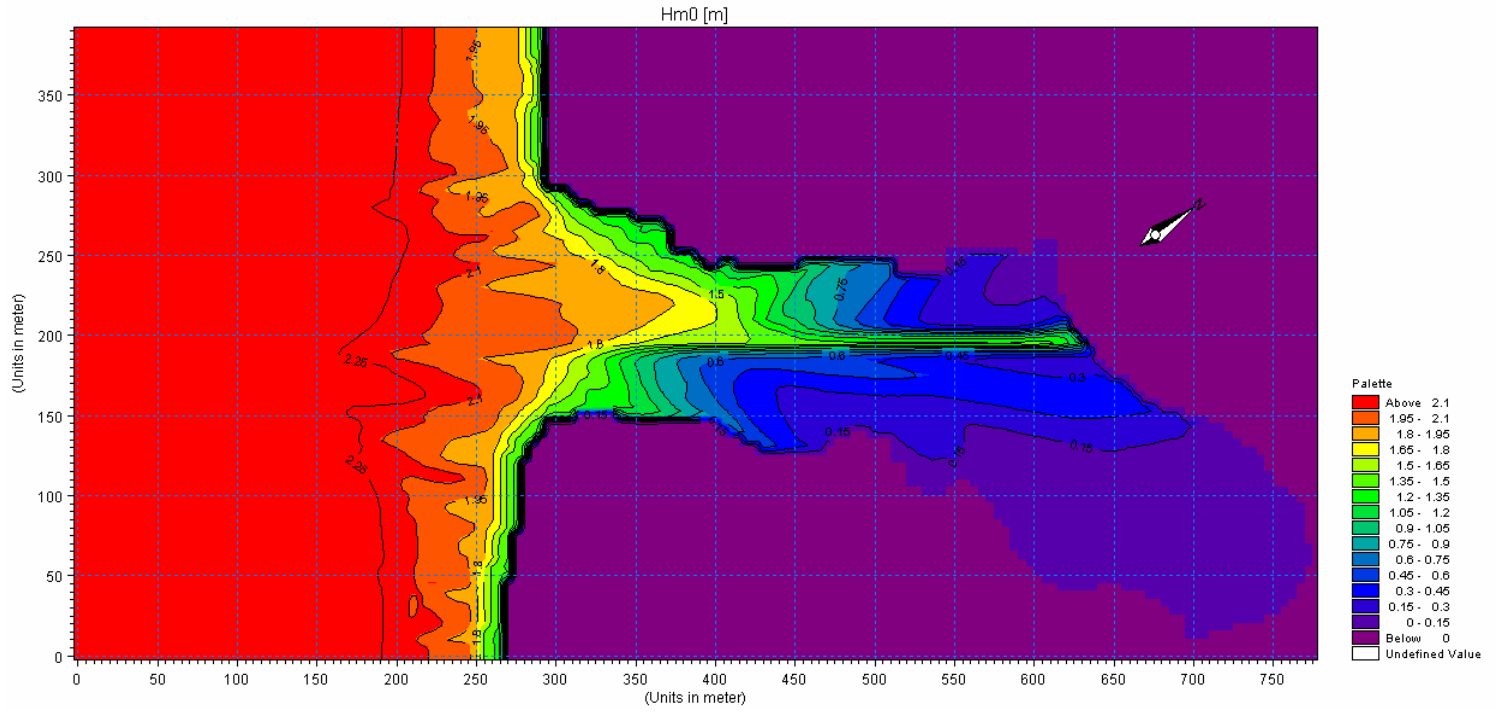
INPUT TO SCENARIOS TESTED

Scenario #	H _s (m)	T _p (s)	Sea Level (m)	Wind speed (m/s) /direction (°)	Storm Surge (m)	Greenhouse effect (m)	Submerged breakwaters
50	2.72	7.14	+0.80	20/216	0.35	0.20	NO
10M	1.99	6.1	±0.00	16/180	NO	NO	NO
10H	1.99	6.1	+0.80	16/180	NO	NO	NO
10L	1.99	6.1	-0.70	16/180	NO	NO	NO
50s	272	7.14	+0.80	20/216	0.35	0.20	YES
10Ms	1.99	6.1	±0.00	16/180	NO	NO	YES
10Hs	1.99	6.1	+0.80	16/180	NO	NO	YES
10Ls	1.99	6.1	-0.70	16/180	NO	NO	YES

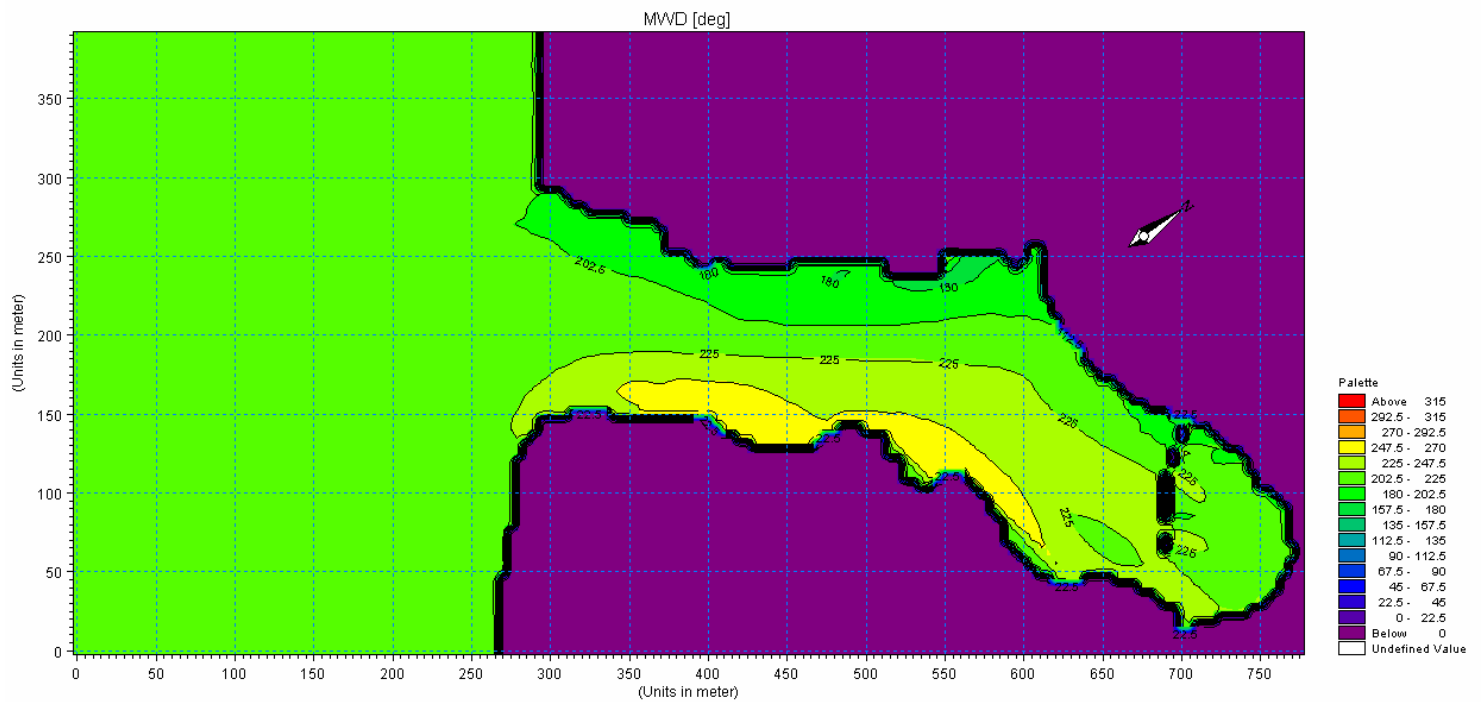
For each of the above scenarios 5 outputs are presented in the following pages:

- (i) H_{mo}
- (ii) T_m
- (iii) θ_m
- (iv) σ
- (v) H_{mo} for bungalows

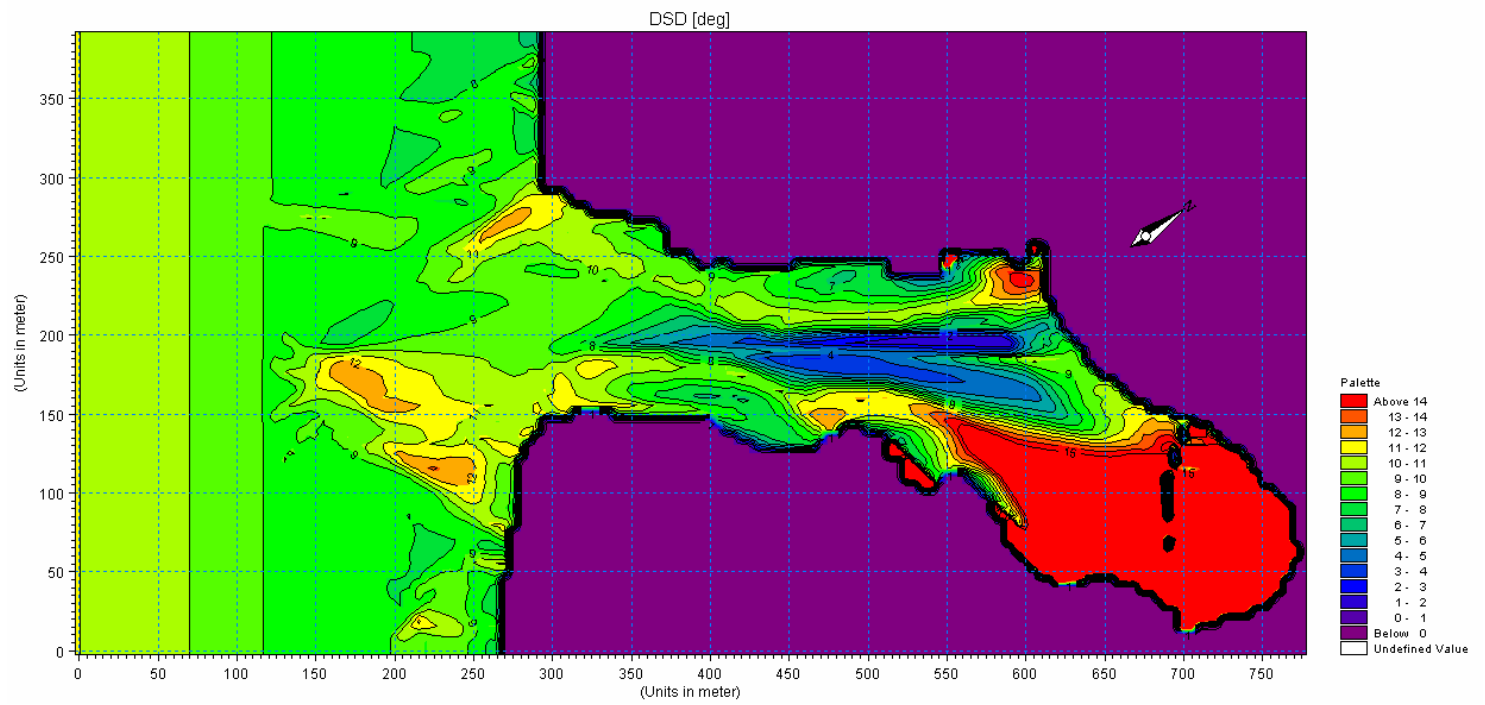
SCENARIO #50



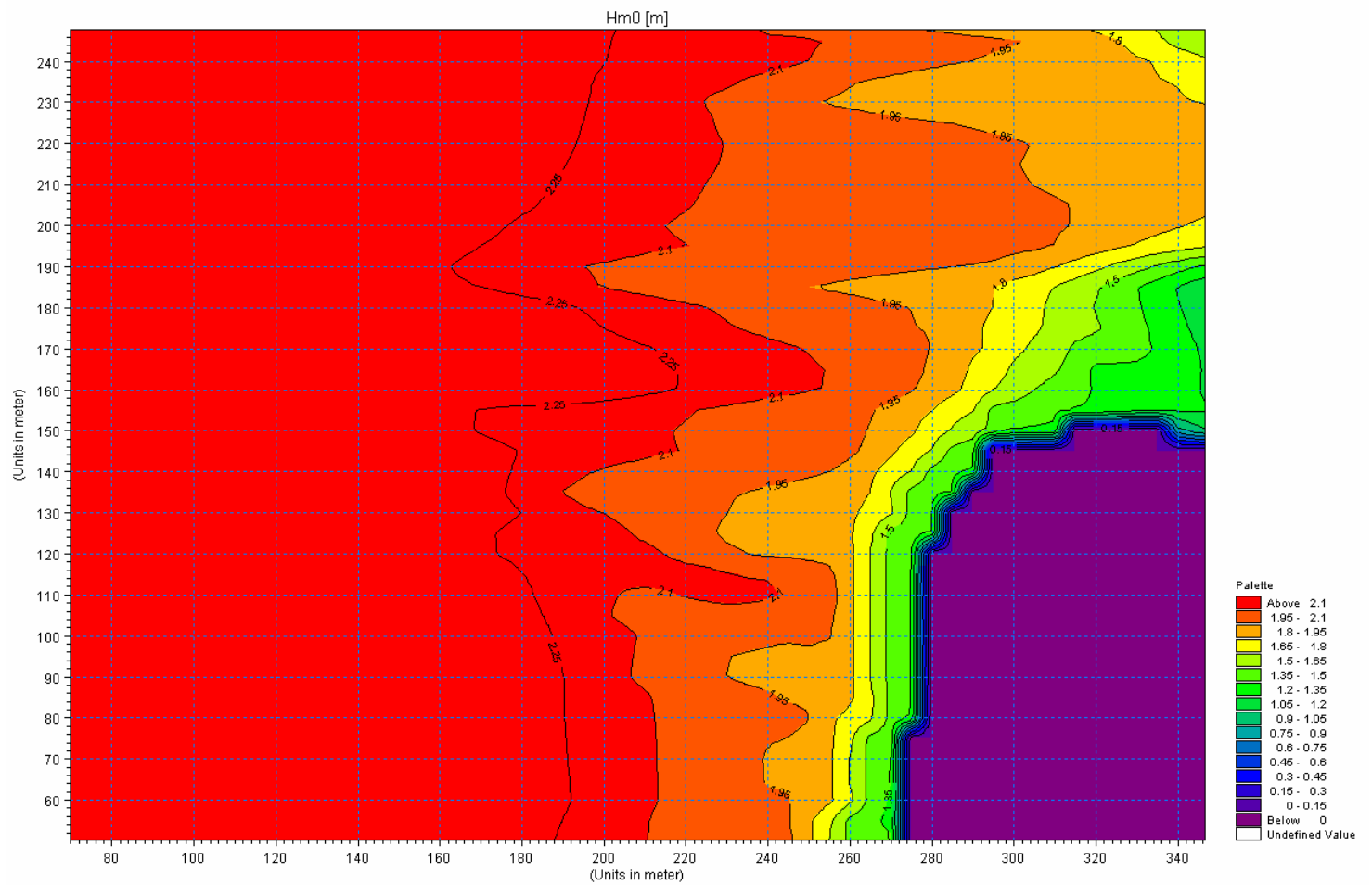
Significant Wave Height H_{m0}



Mean Wave Direction θ_m

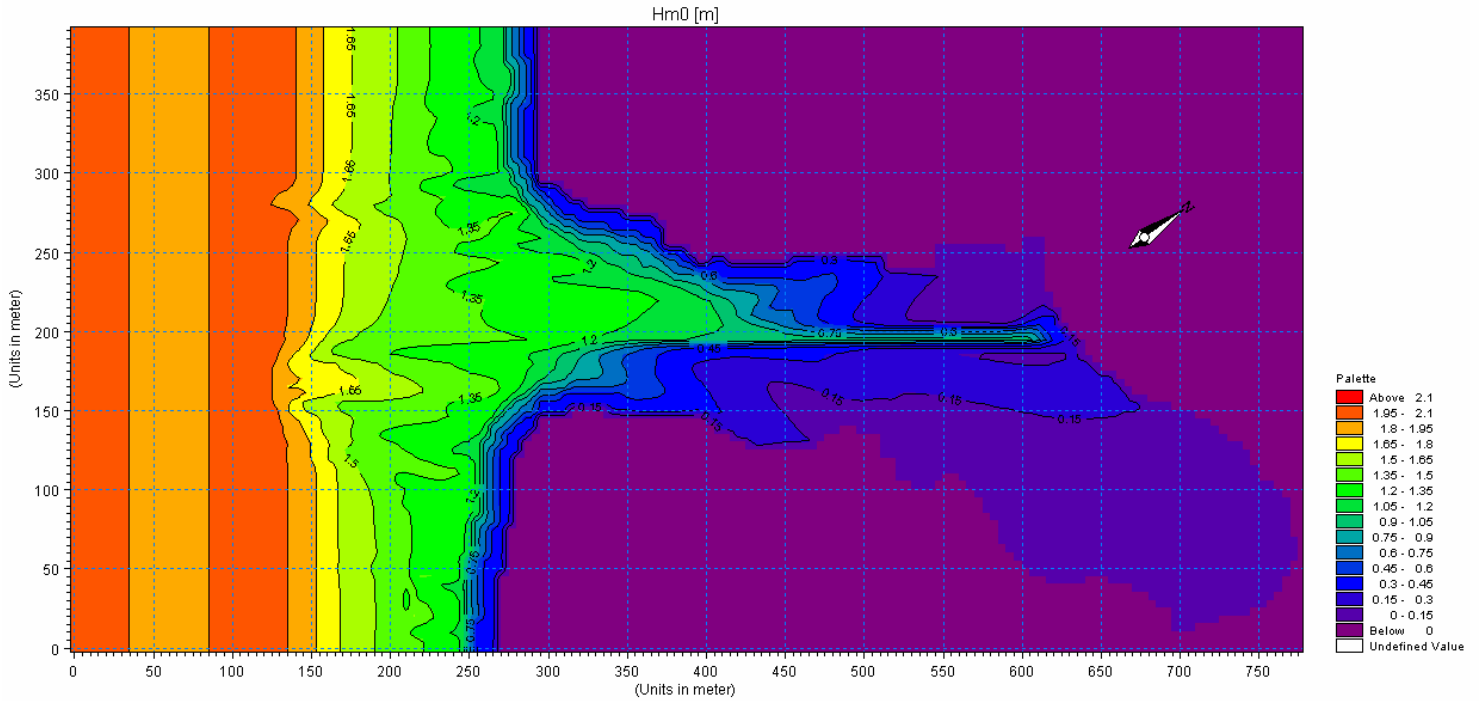


Directional Standard Deviation σ

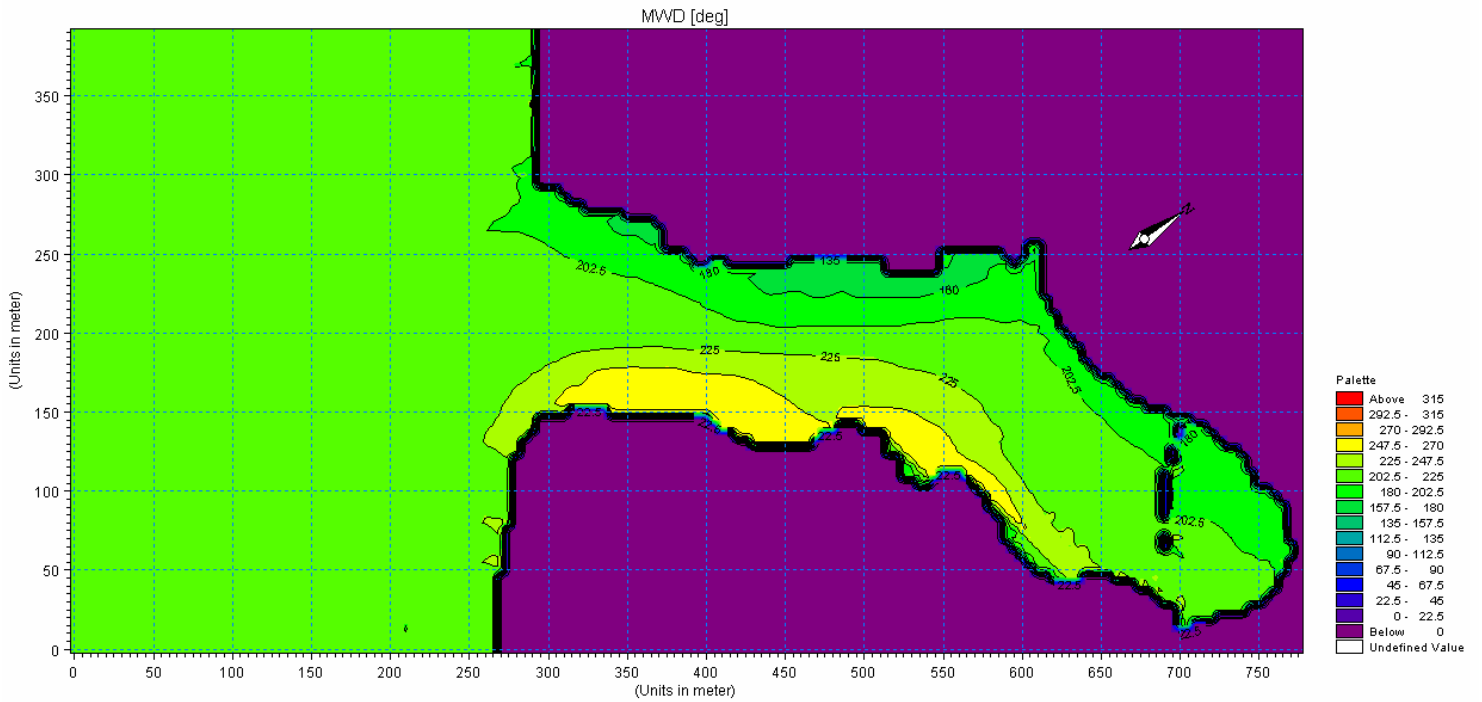


Significant Wave Height H_{m0} in the bungalows area

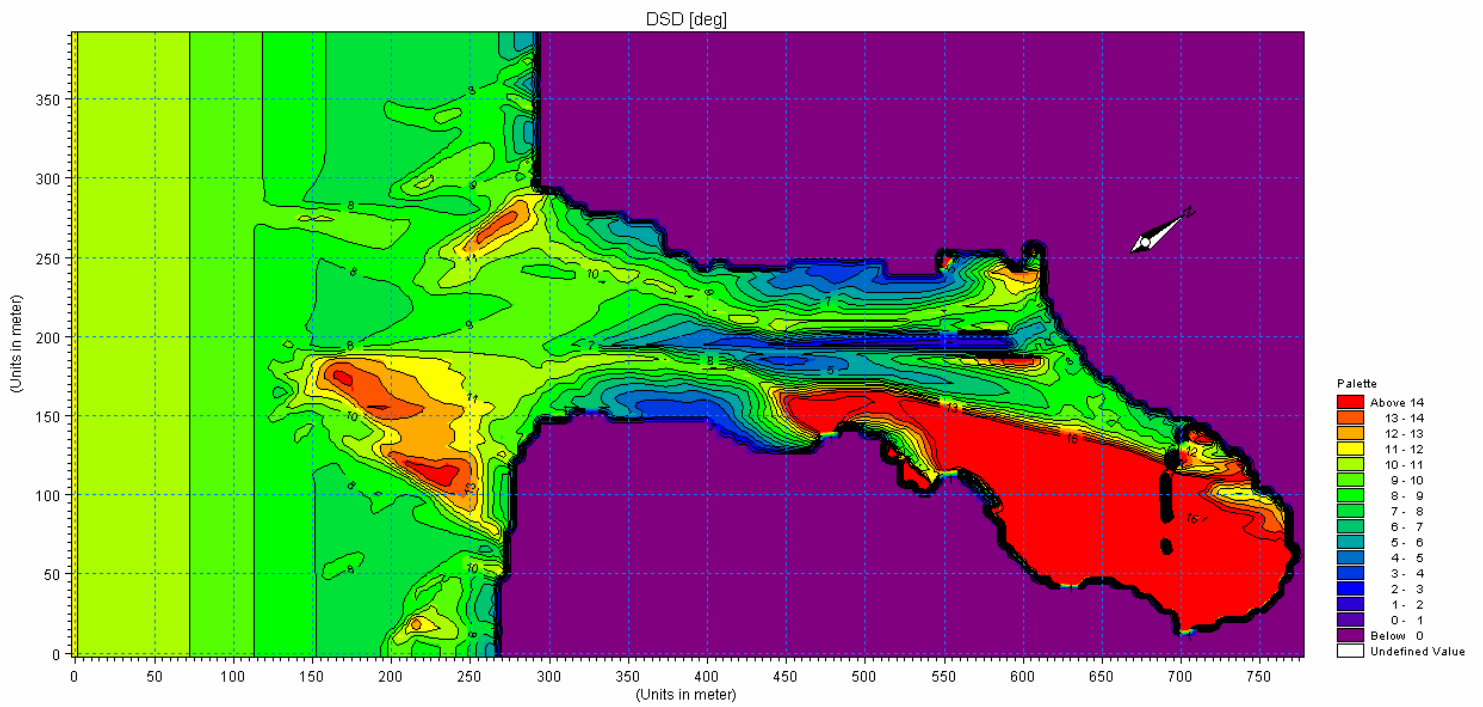
SCENARIO #10M



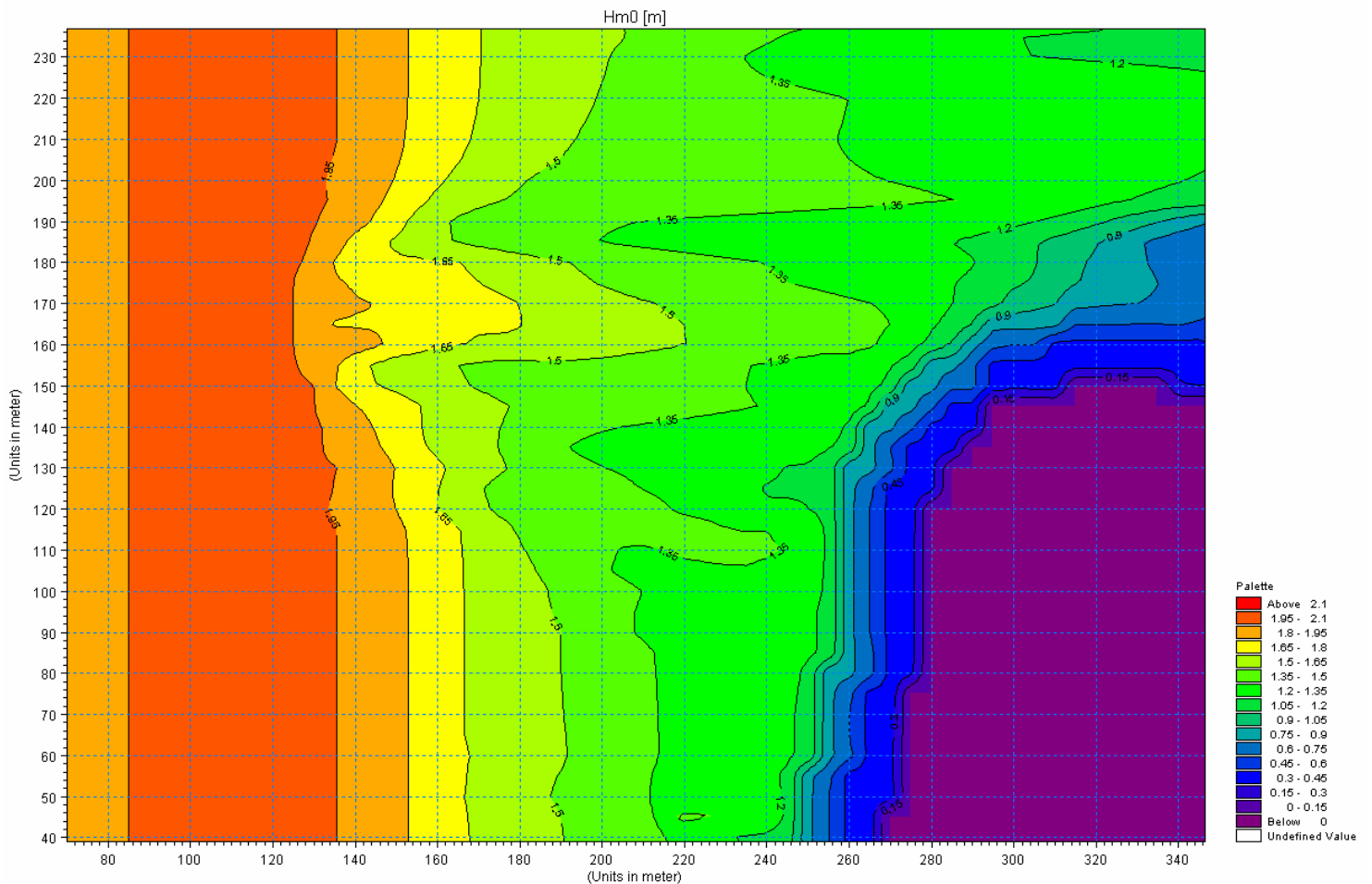
Significant Wave Height H_{m0}



Mean Wave Direction θ_m

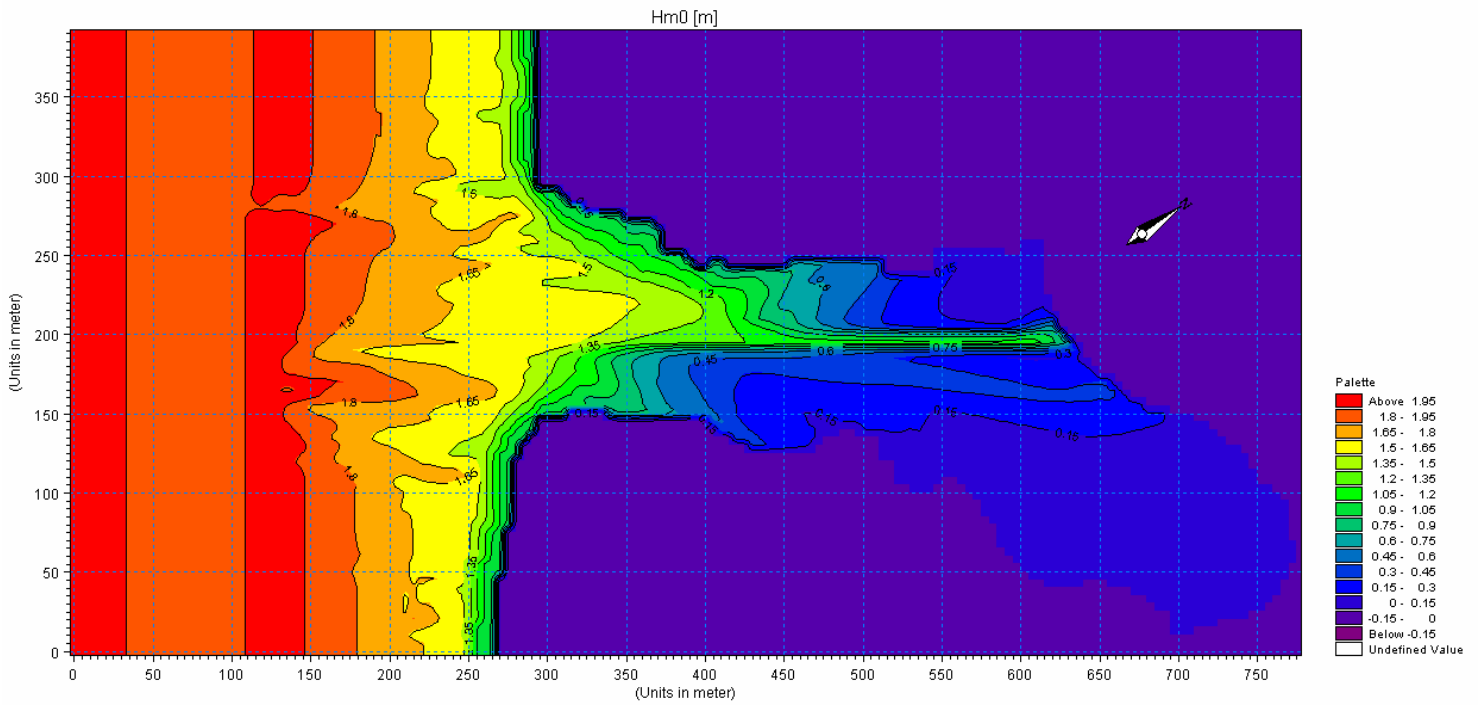


Directional Standard Deviation σ

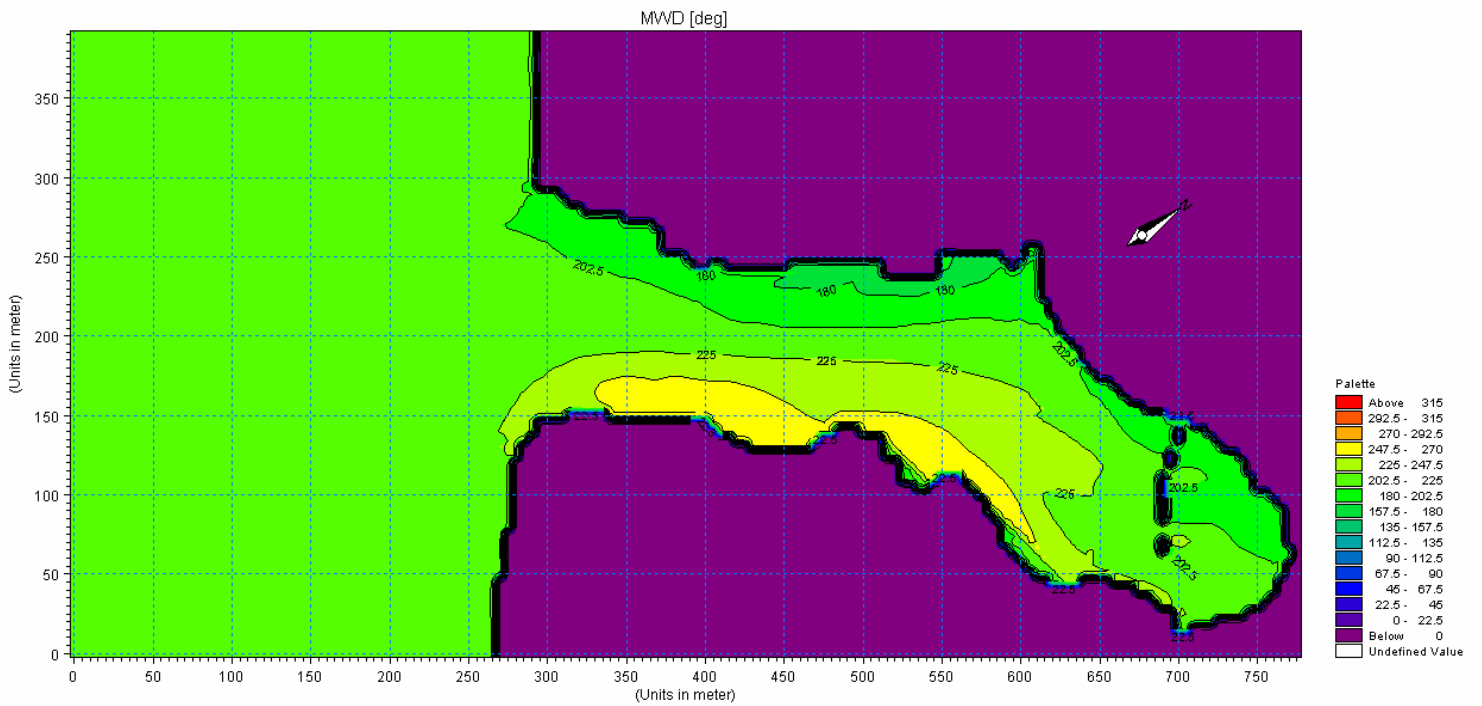


Significant Wave Height H_{m0} in the bungalows area

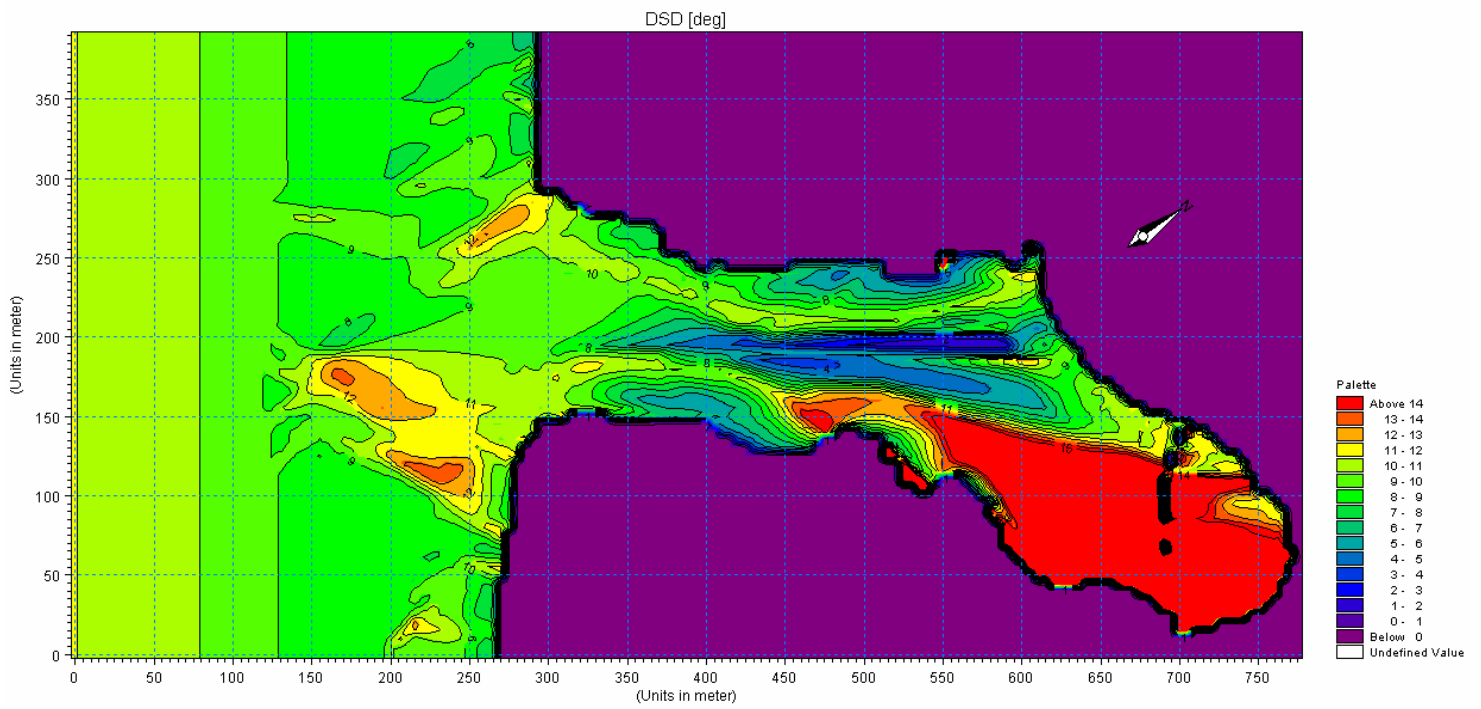
SCENARIO #10H



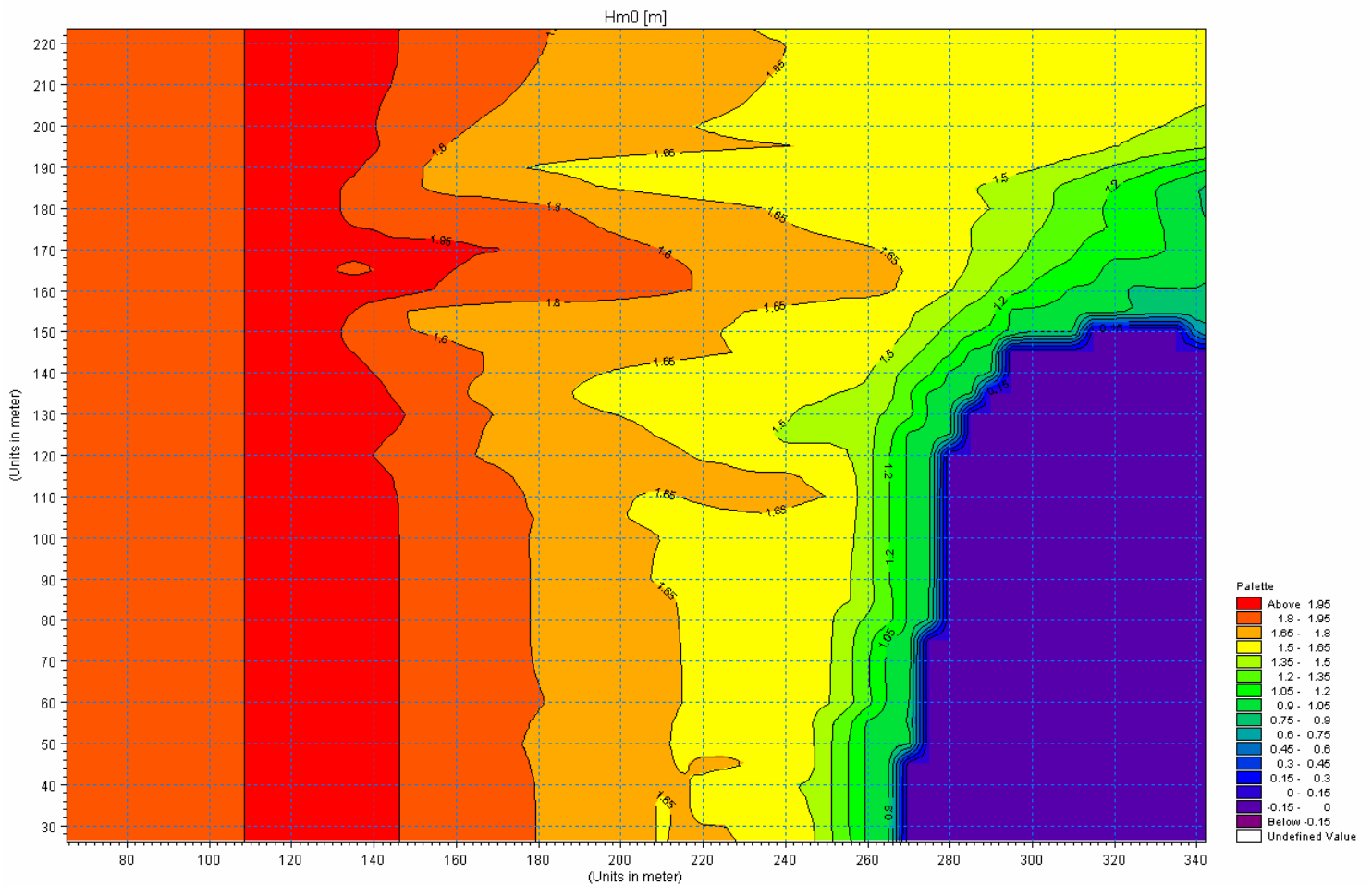
Significant Wave Height H_{m0}



Mean Wave Direction θ_m

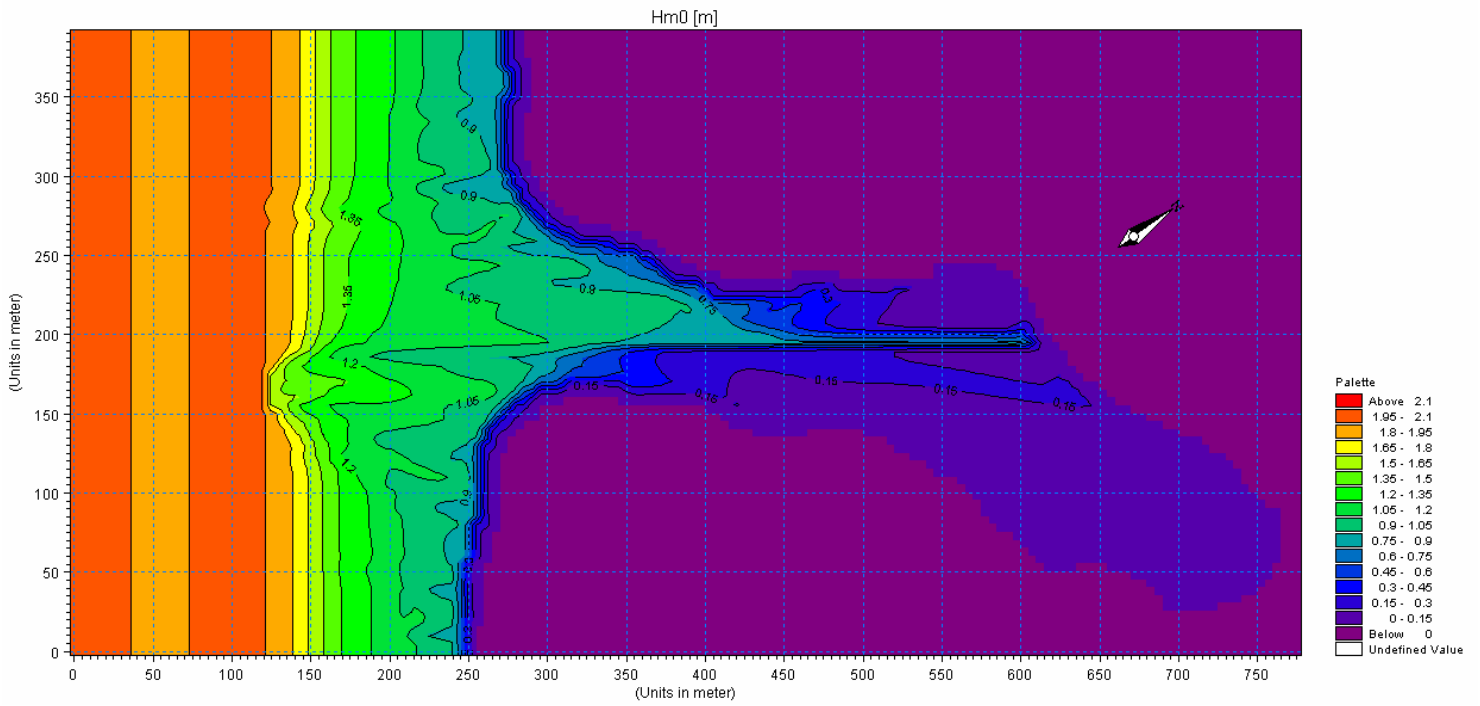


Directional Standard Deviation σ

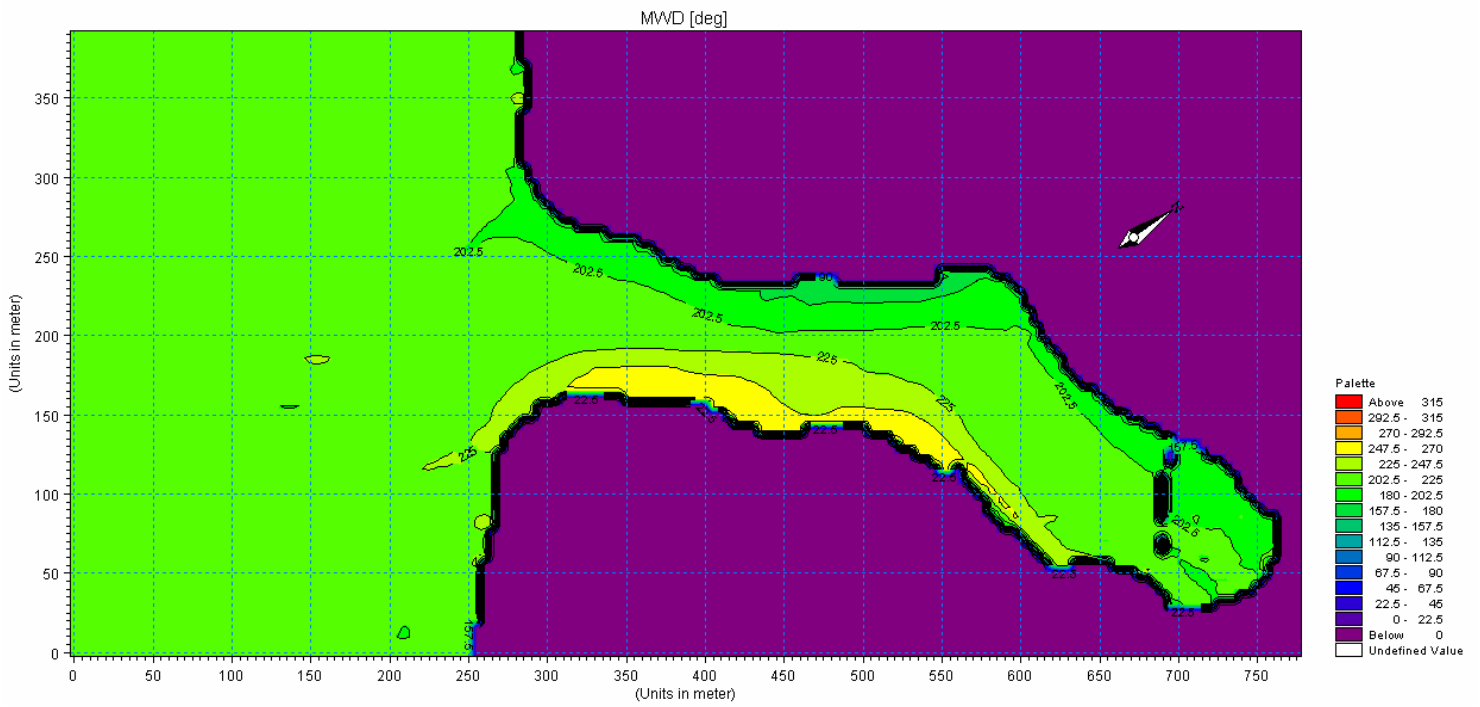


Significant Wave Height H_{m0} in the bungalows area

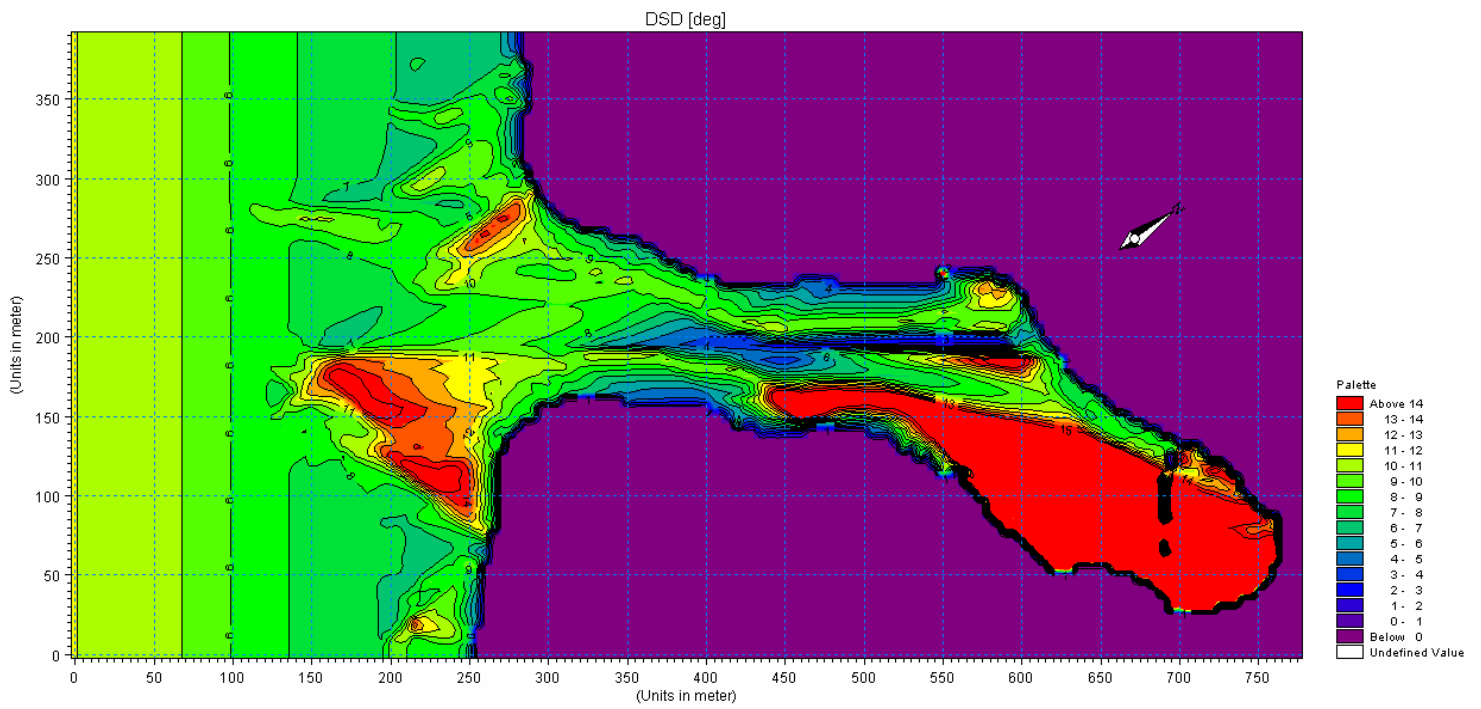
SCENARIO #10L



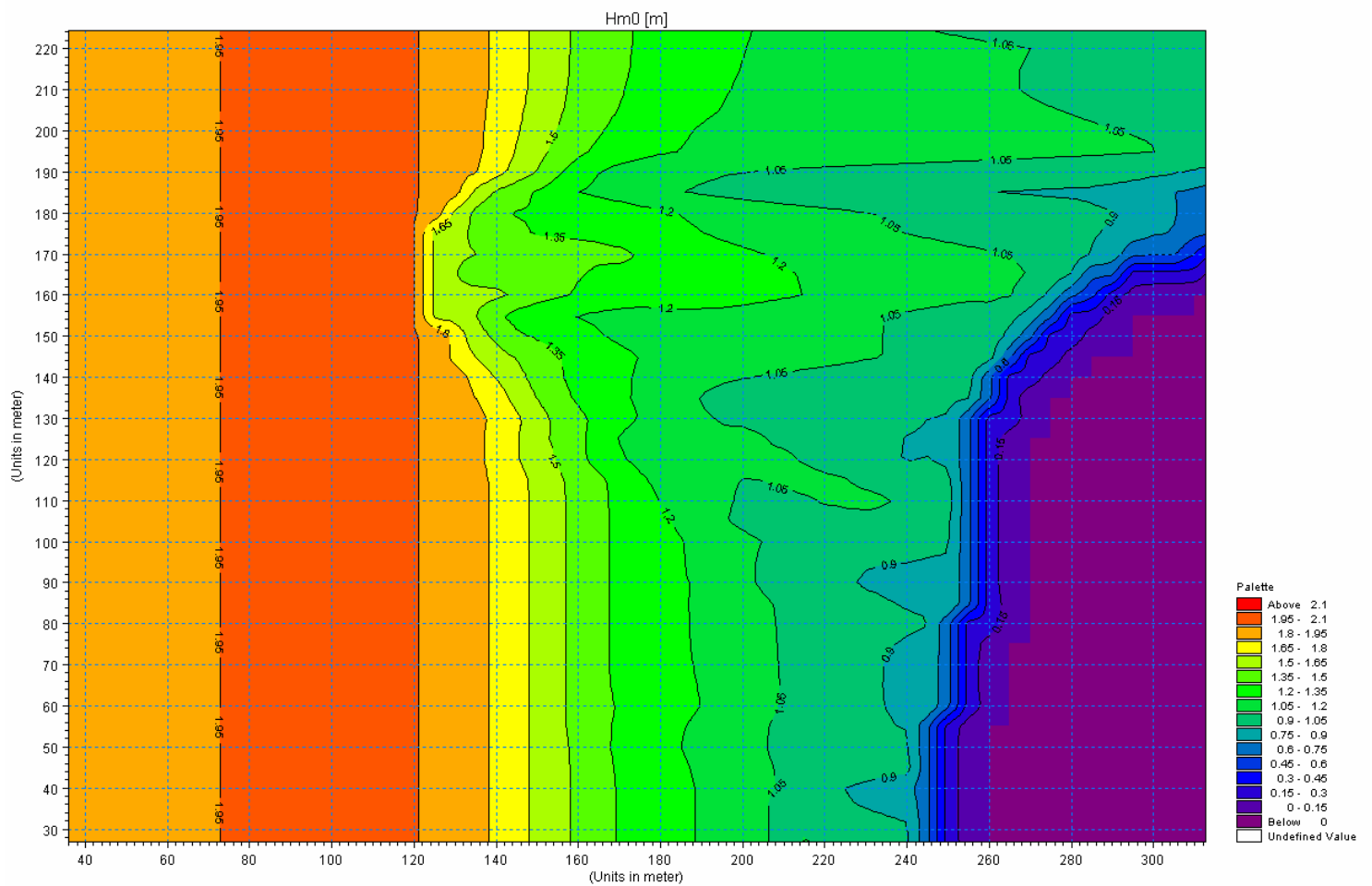
Significant Wave Height H_{m0}



Mean Wave Direction θ_m

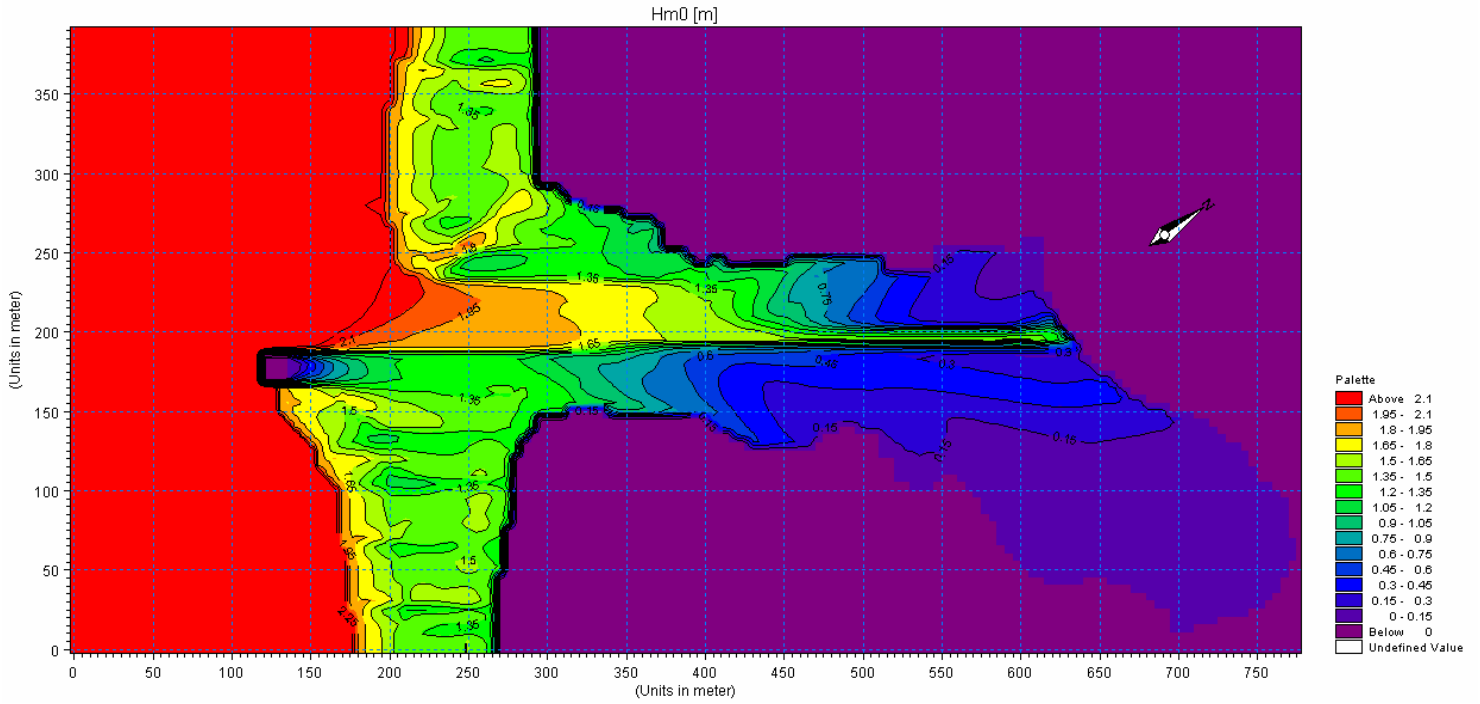


Directional Standard Deviation σ

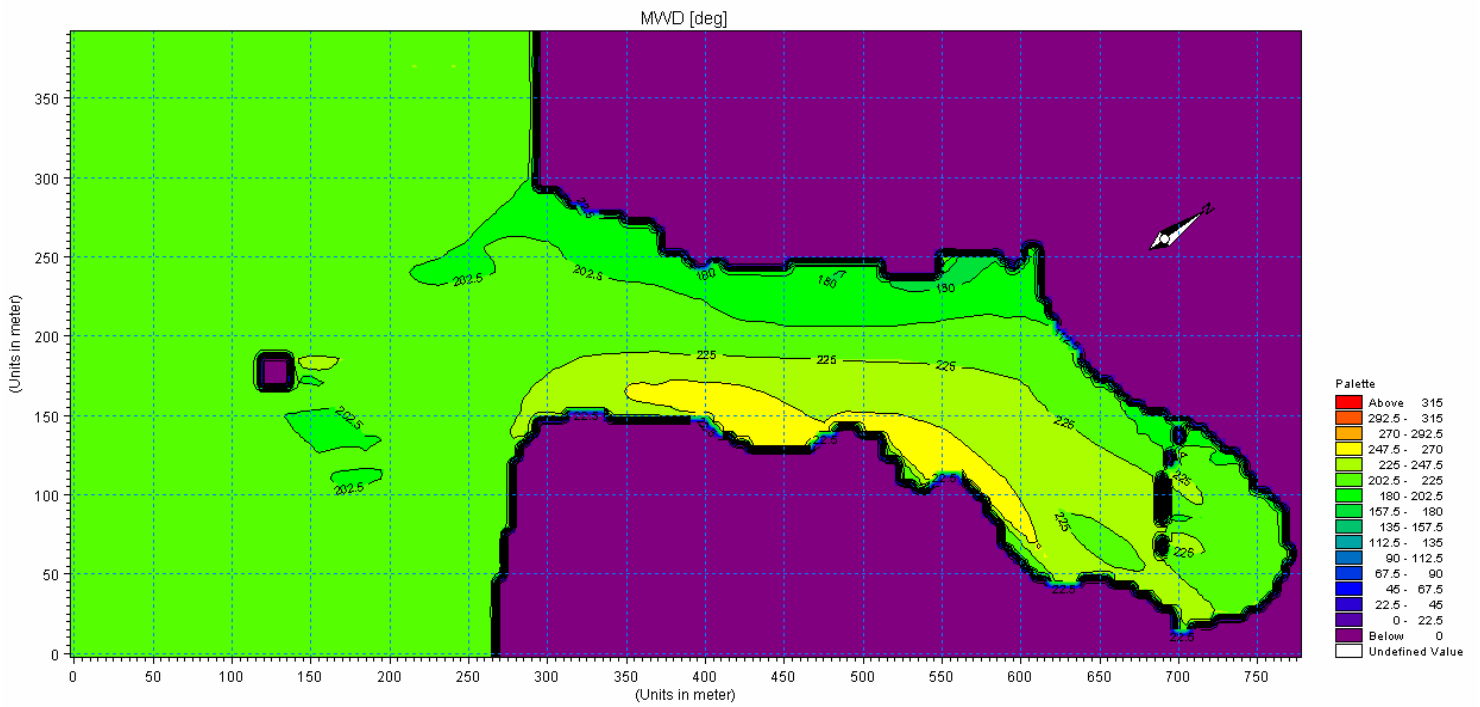


Significant Wave Height H_{m0} in the bungalows area

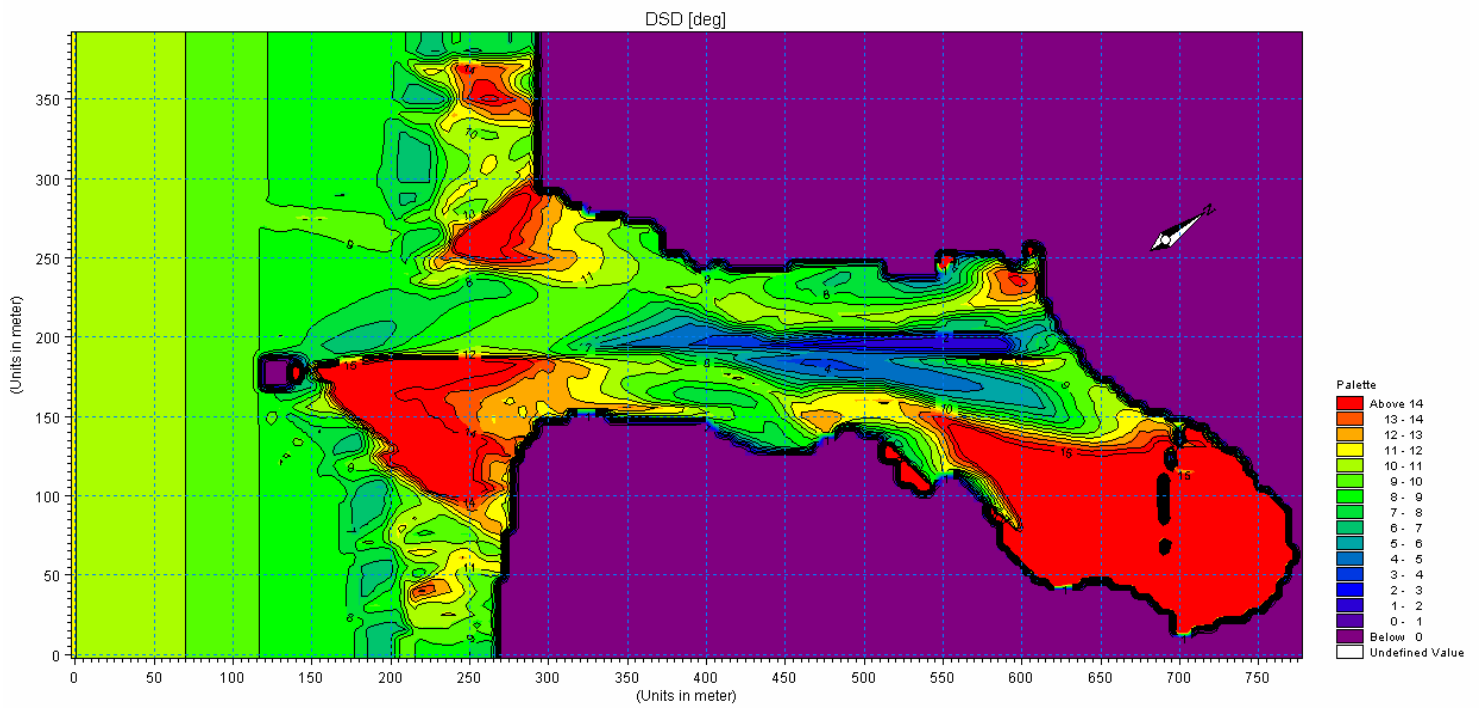
SCENARIO #50s



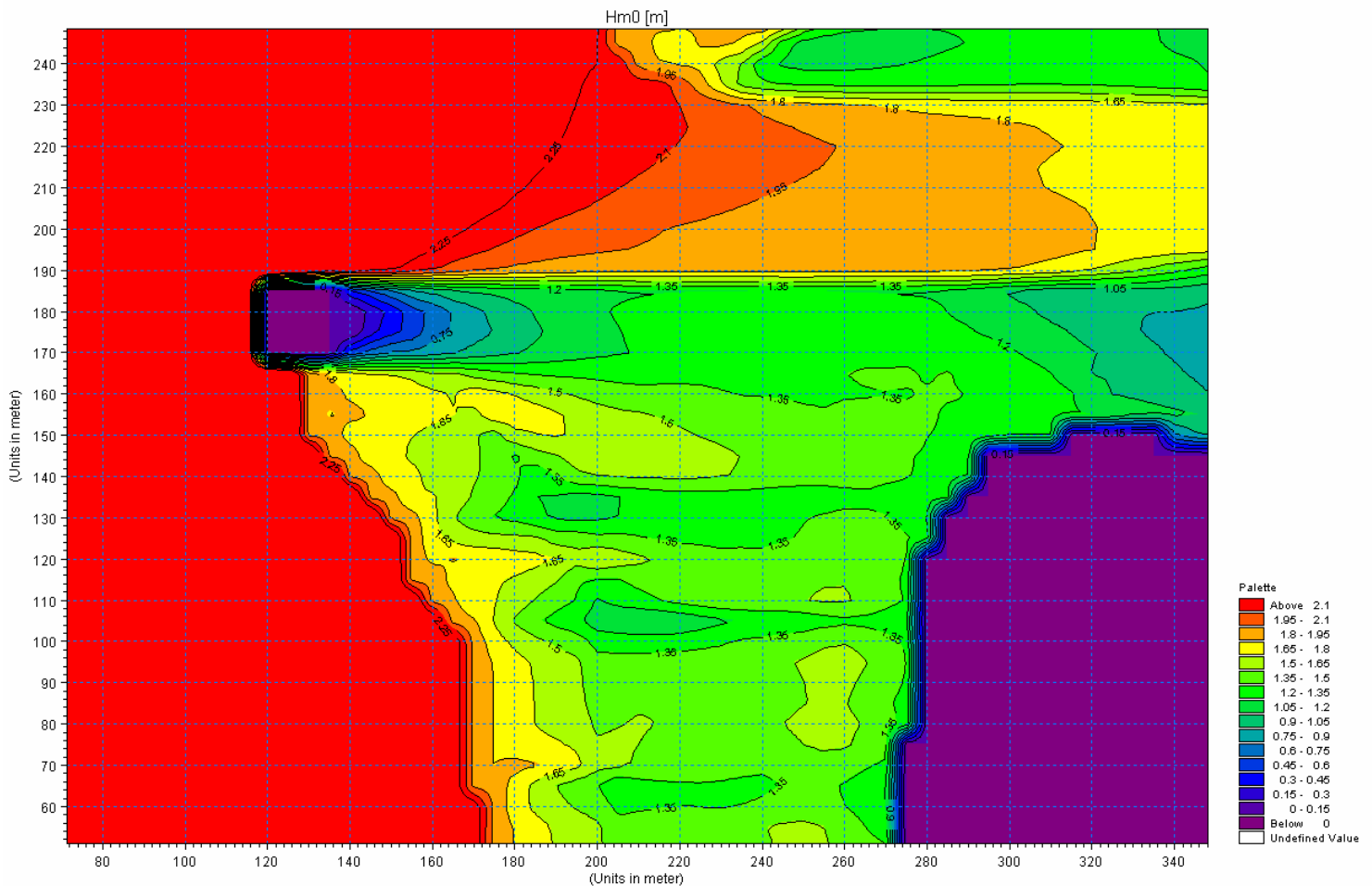
Significant Wave Height H_{m0}



Mean Wave Direction θ_m

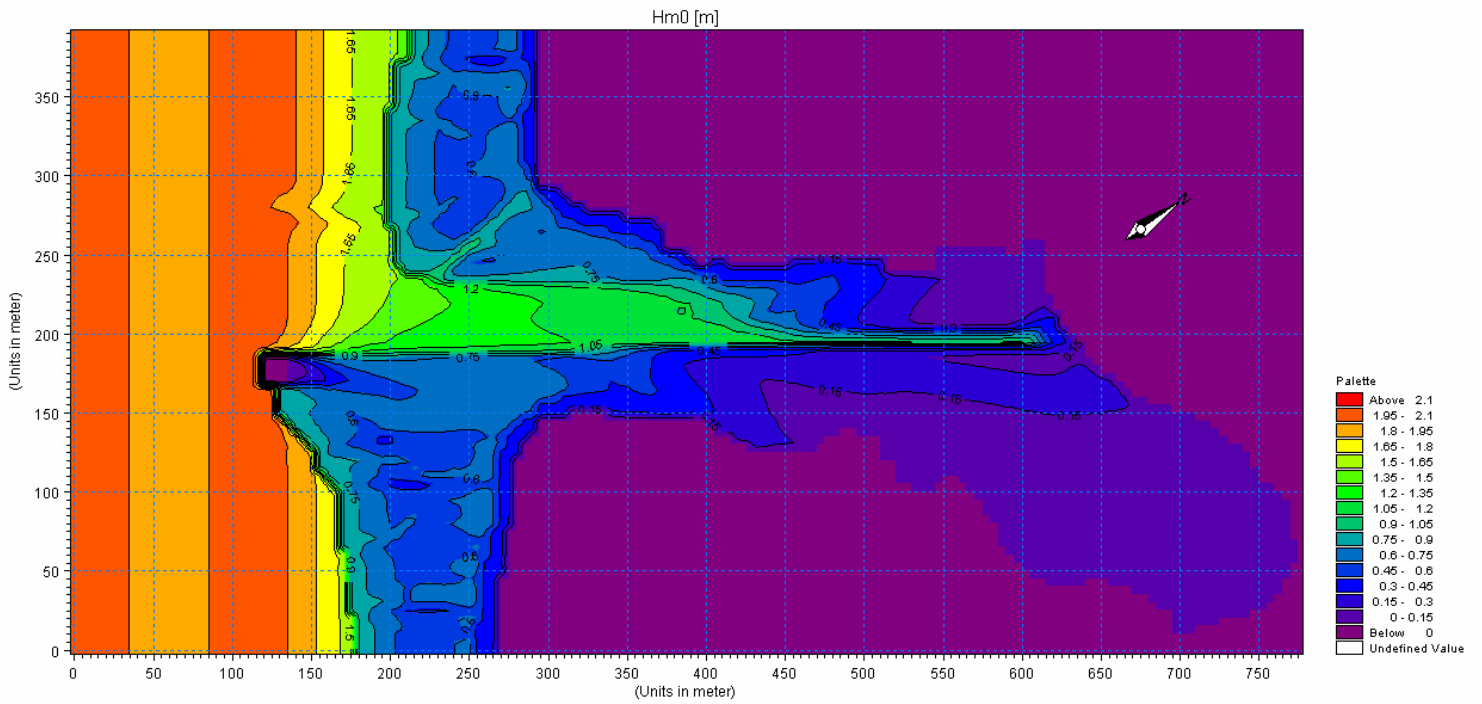


Directional Standard Deviation σ

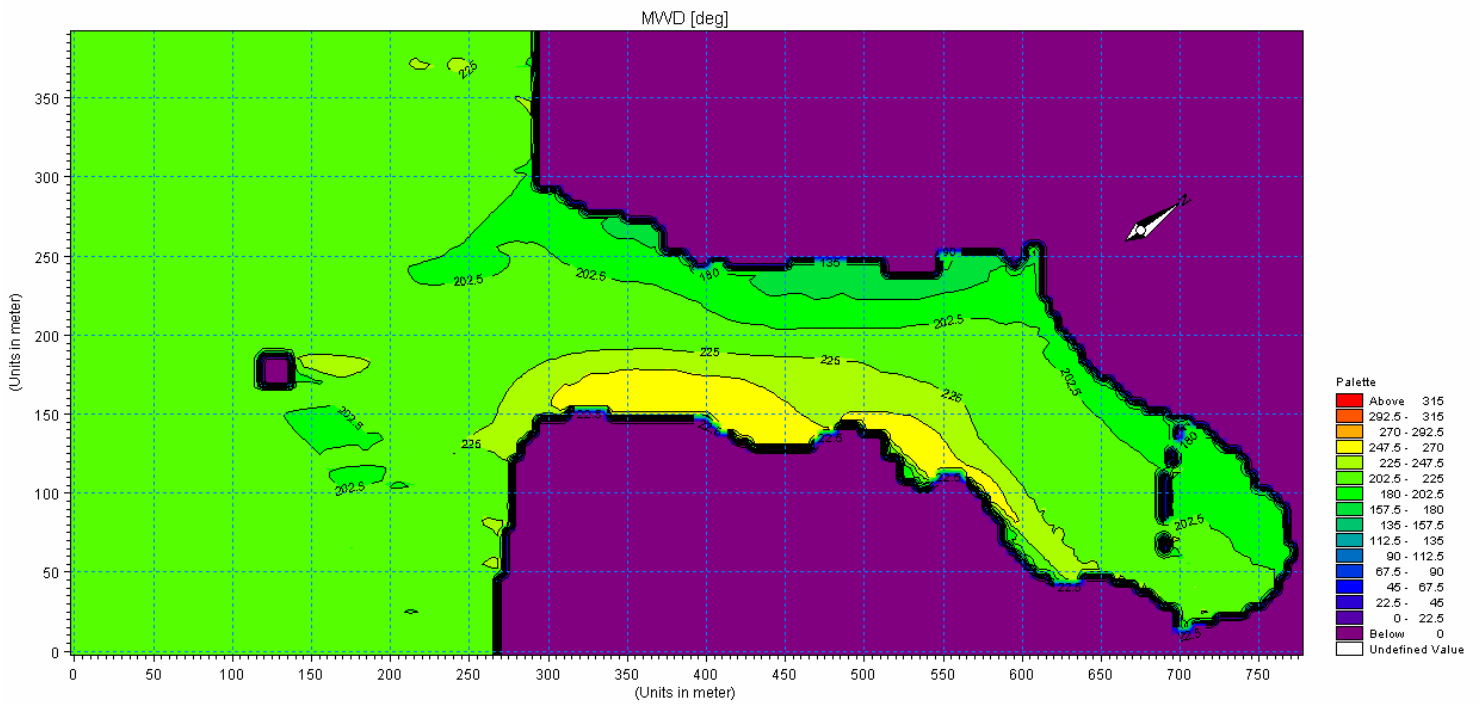


Significant Wave Height H_{m0} in the bungalows area

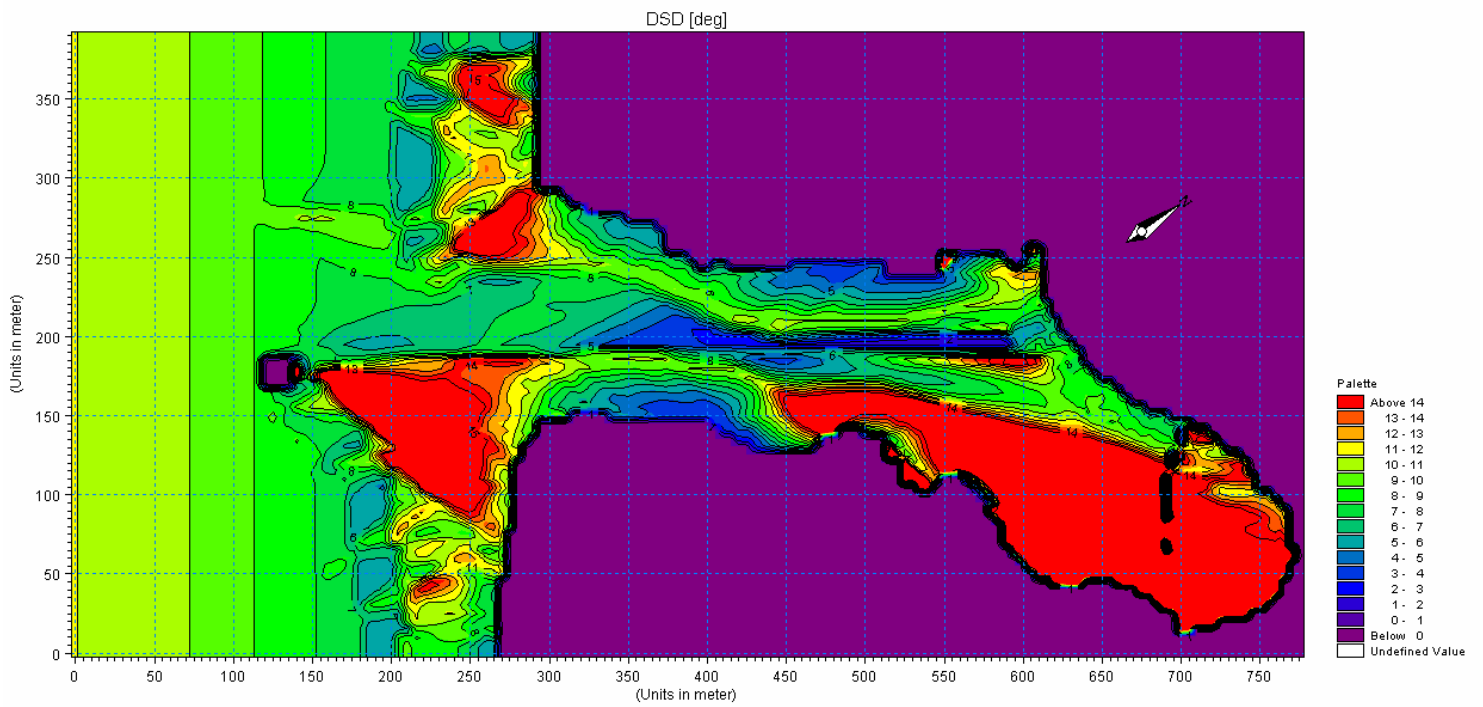
SCENARIO #10Ms



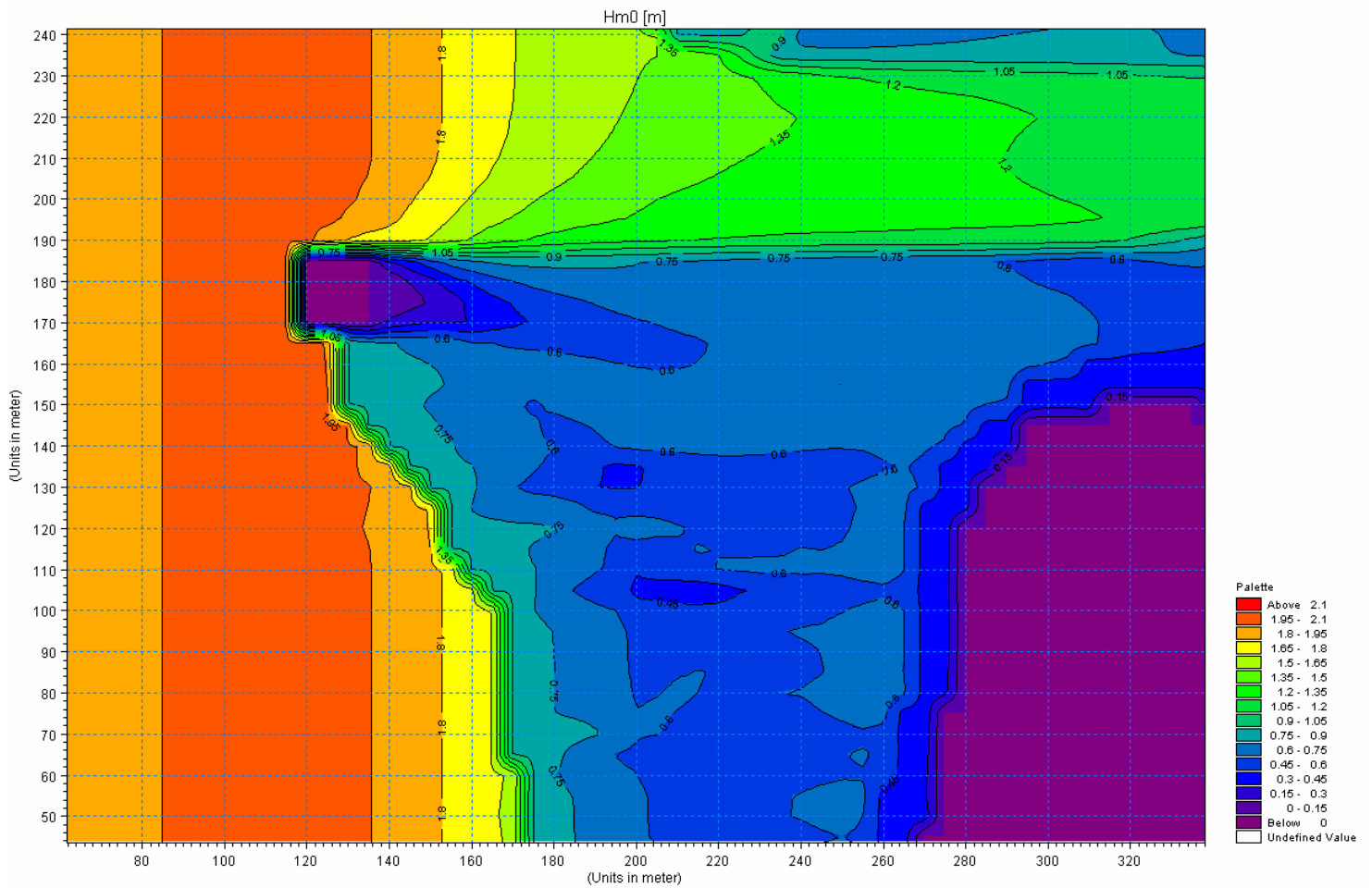
Significant Wave Height H_{m0}



Mean Wave Direction θ_m

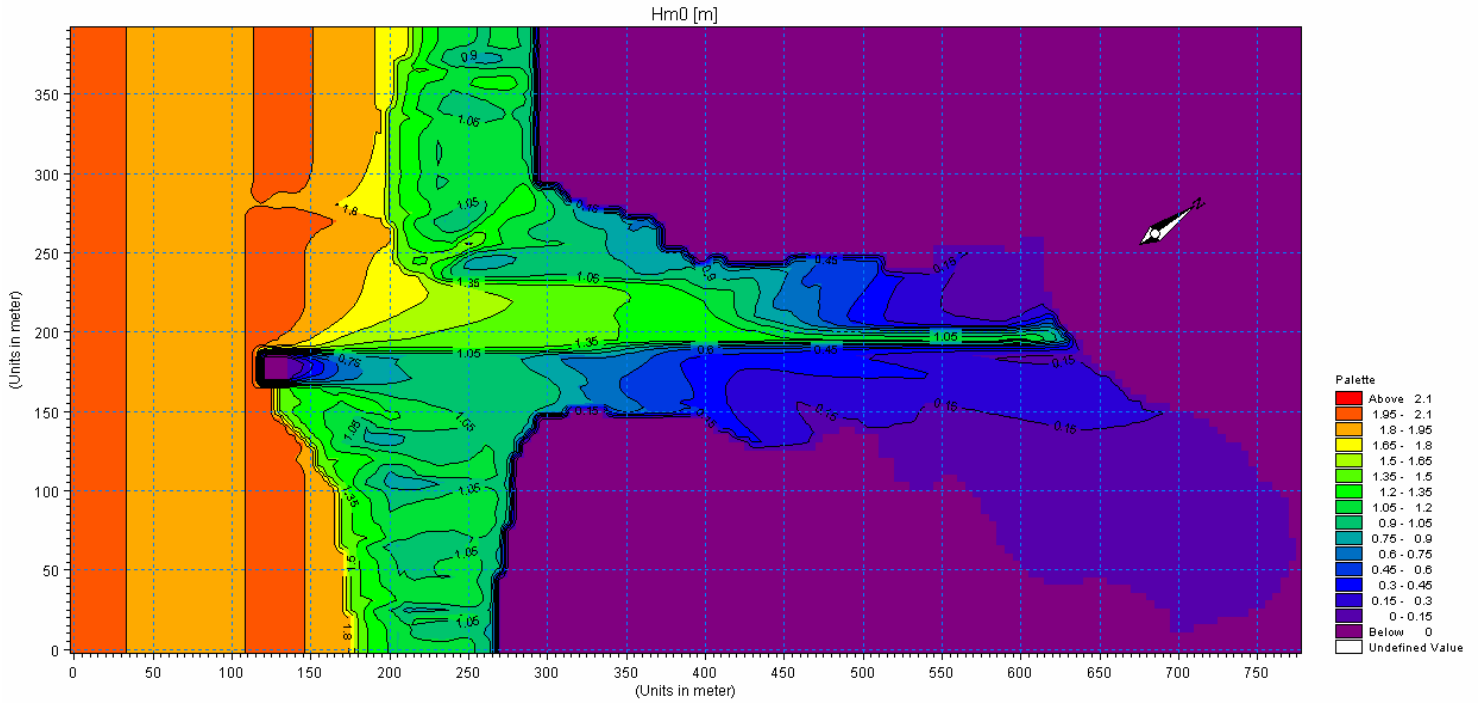


Directional Standard Deviation σ

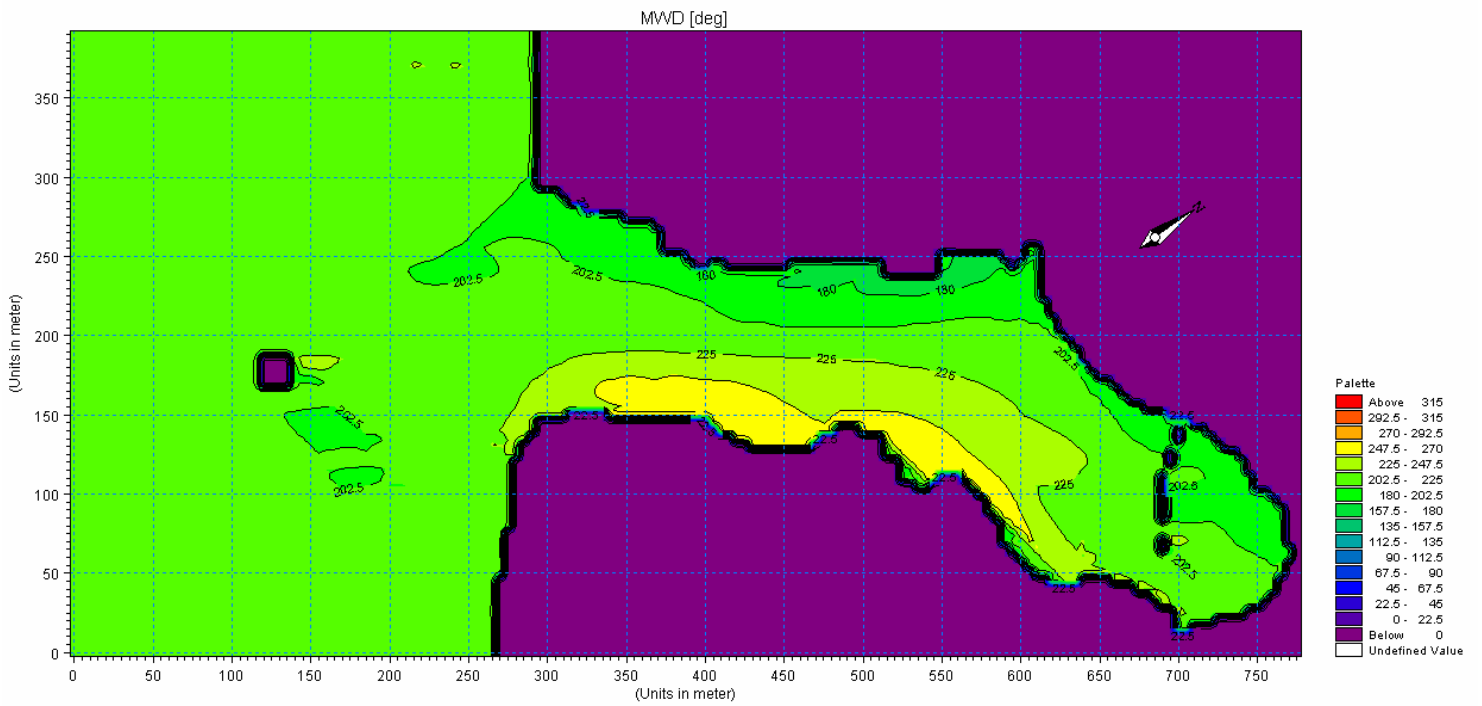


Significant Wave Height H_{m0} in the bungalows area

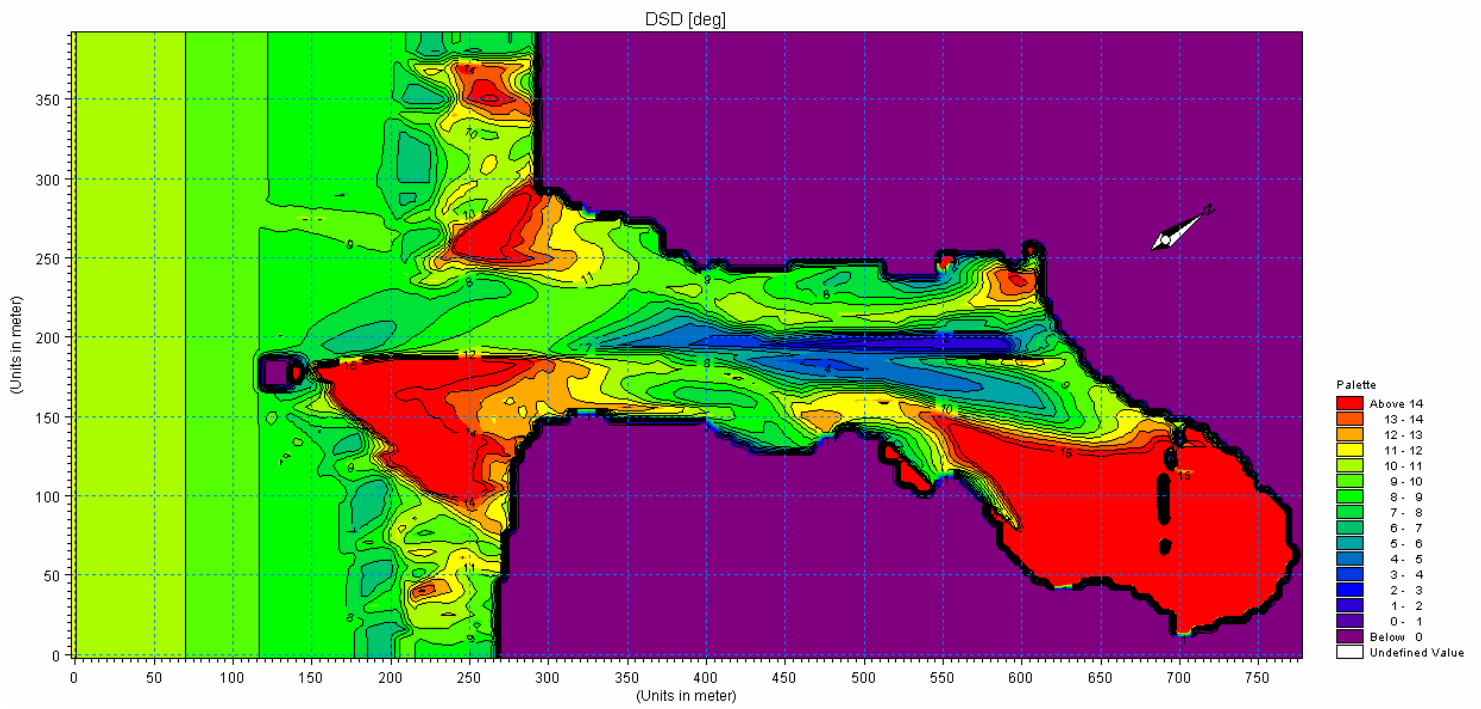
SCENARIO #10Hs



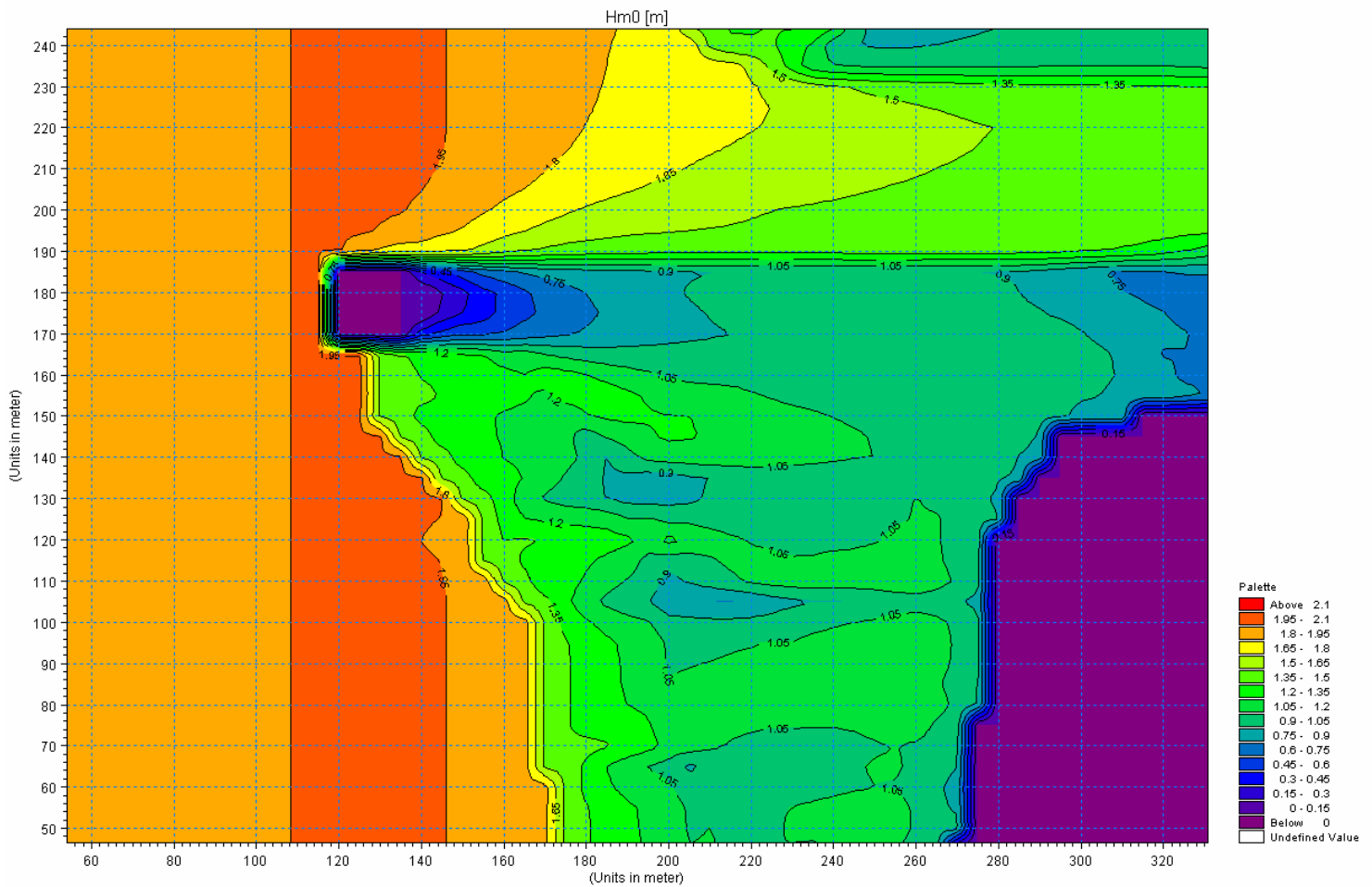
Significant Wave Height H_{m0}



Mean Wave Direction θ_m

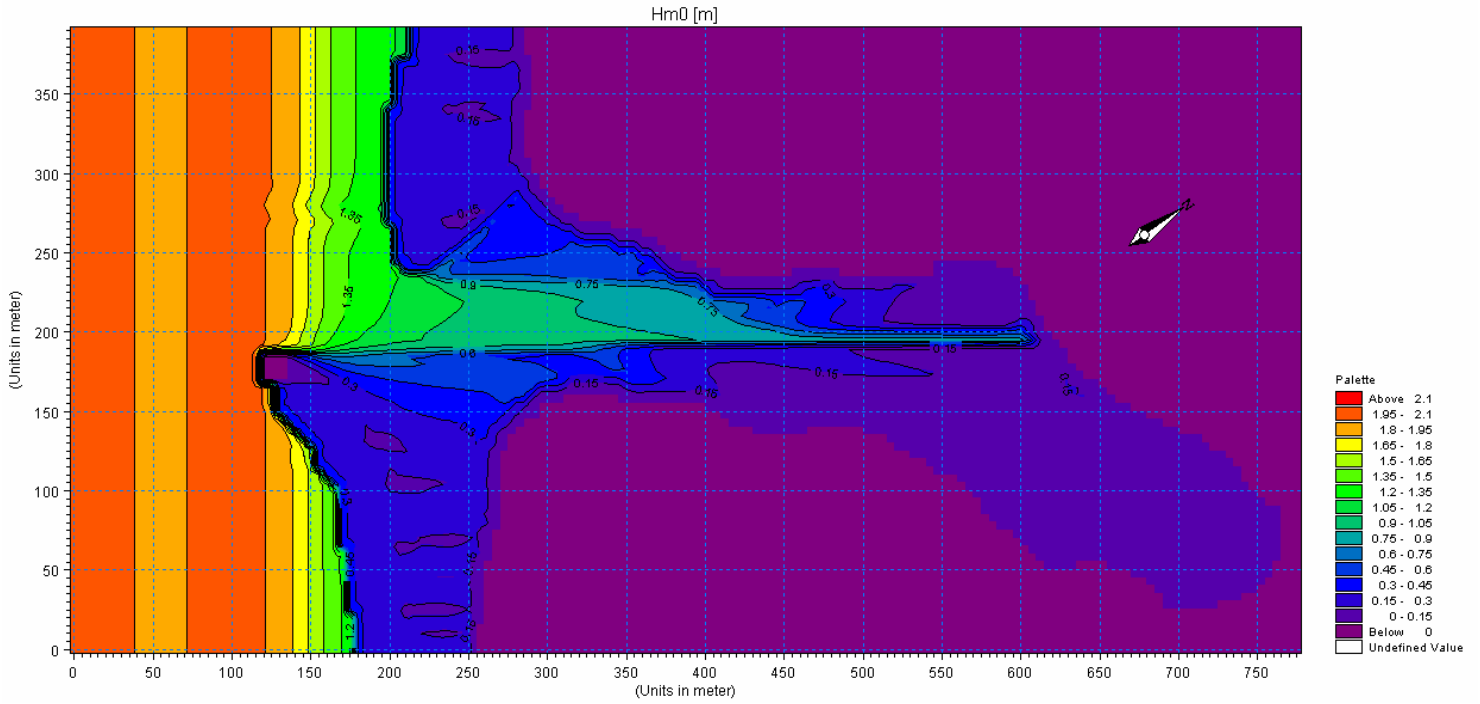


Directional Standard Deviation σ

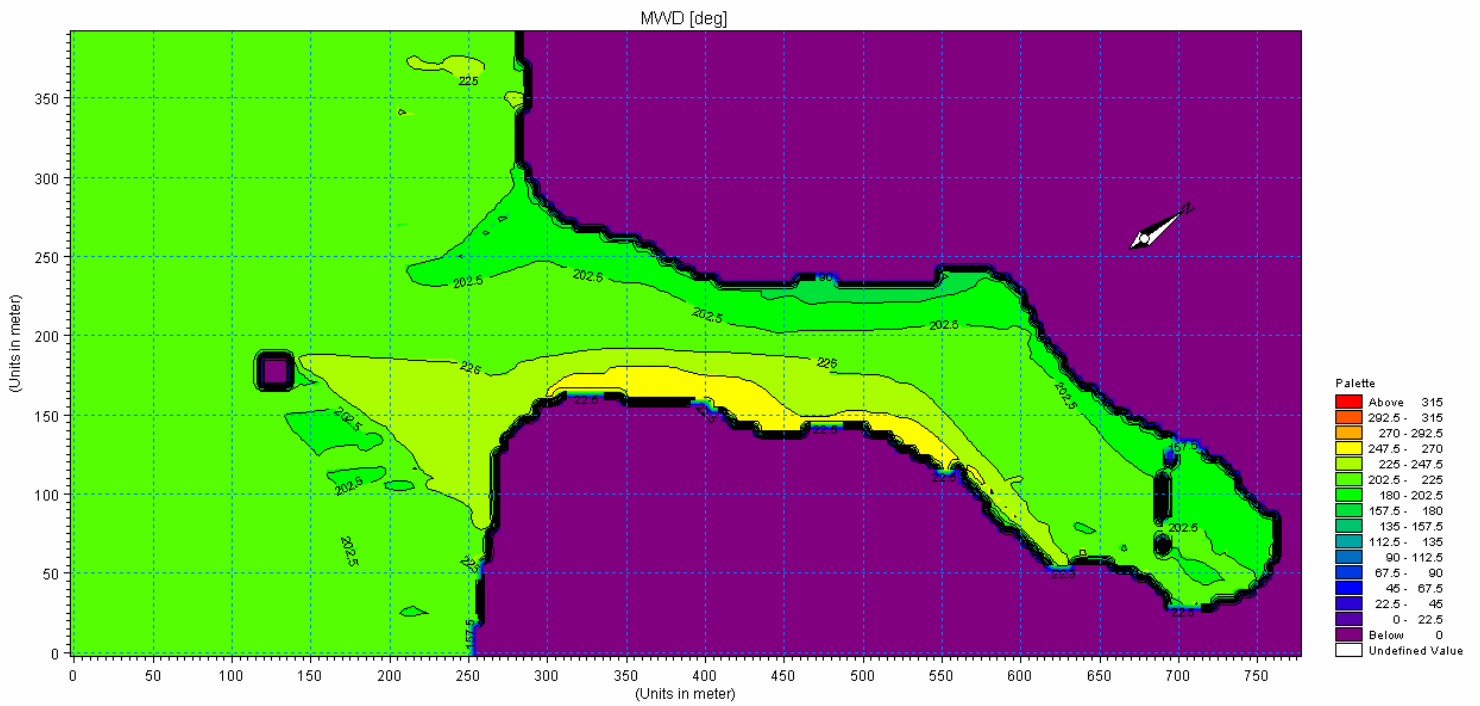


Significant Wave Height H_{m0} in the bungalows area

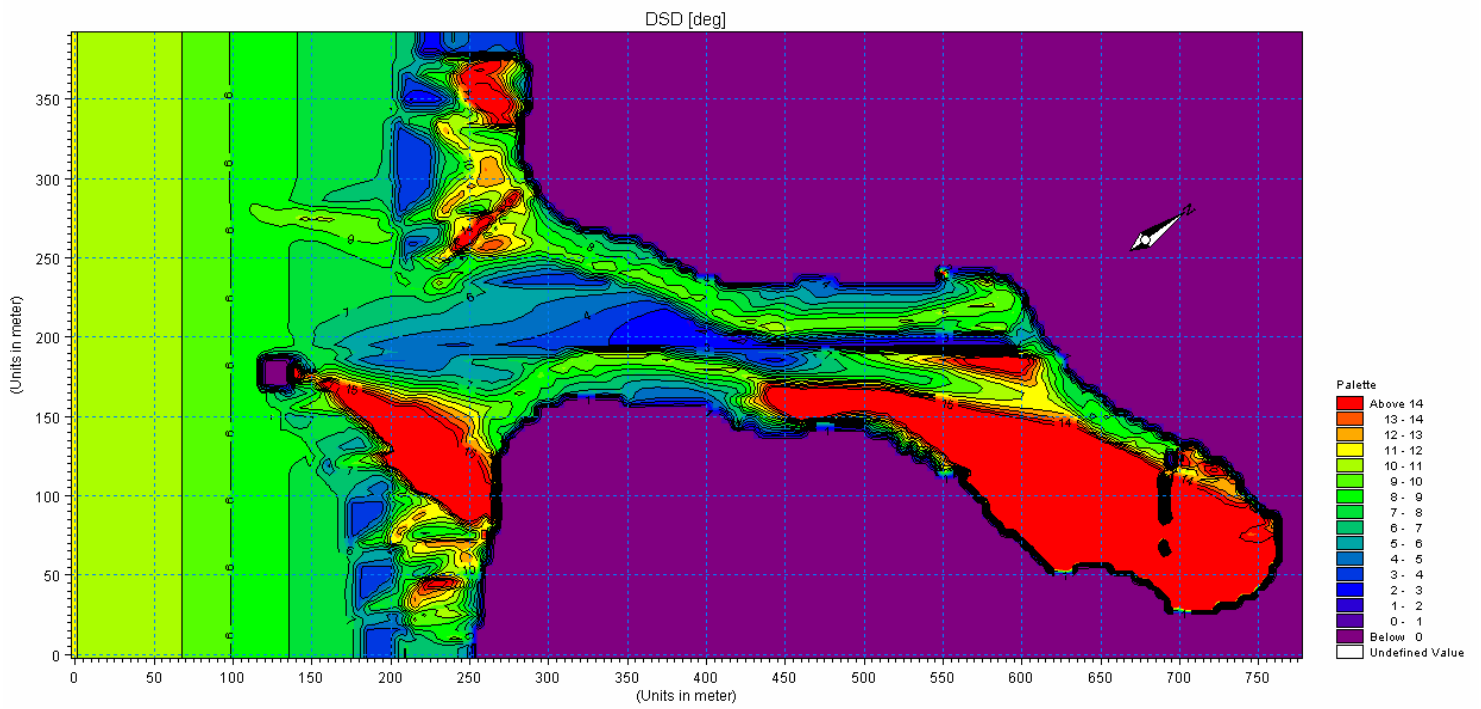
SCENARIO #10Ls



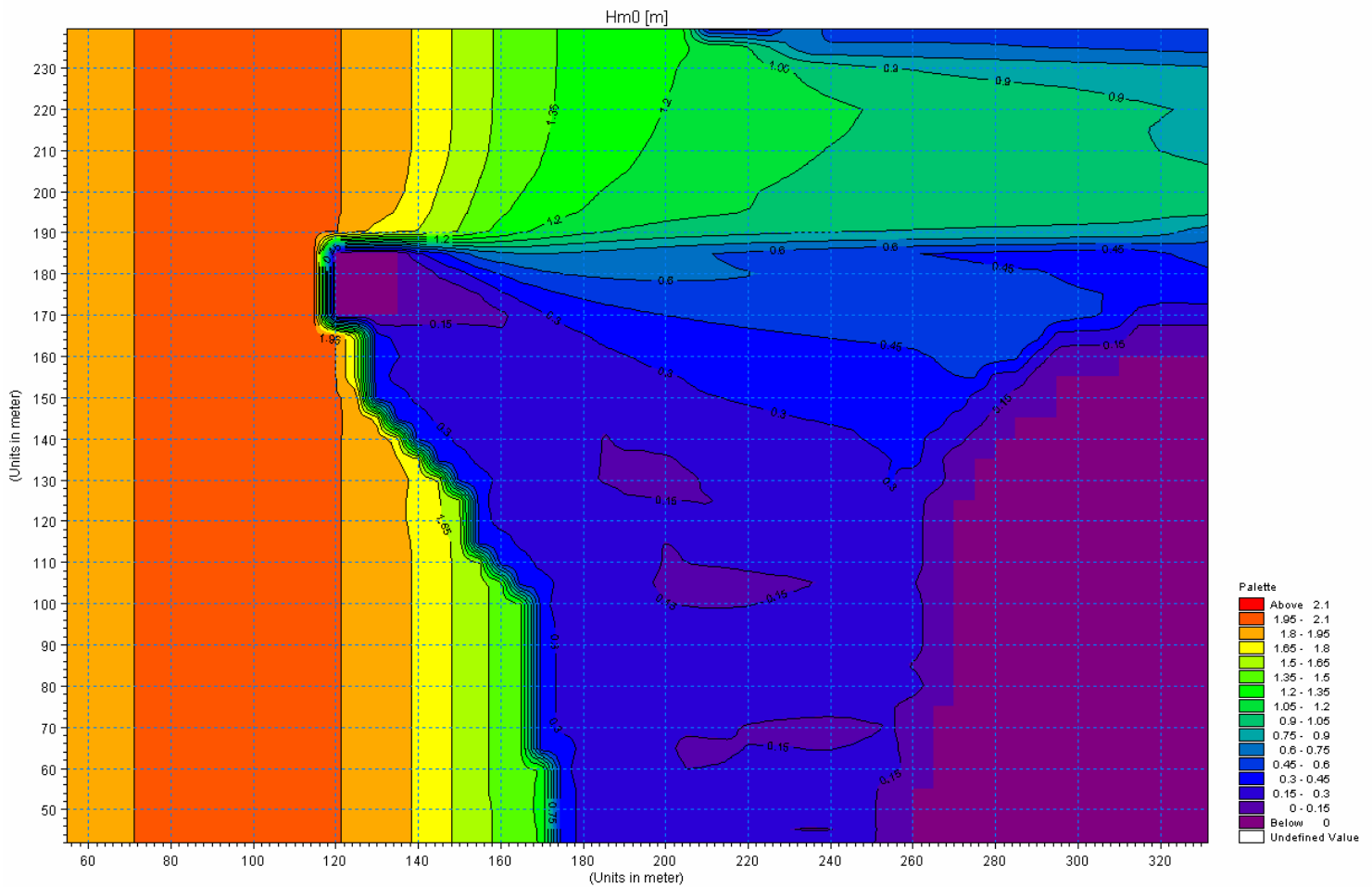
Significant Wave Height H_{m0}



Mean Wave Direction θ_m



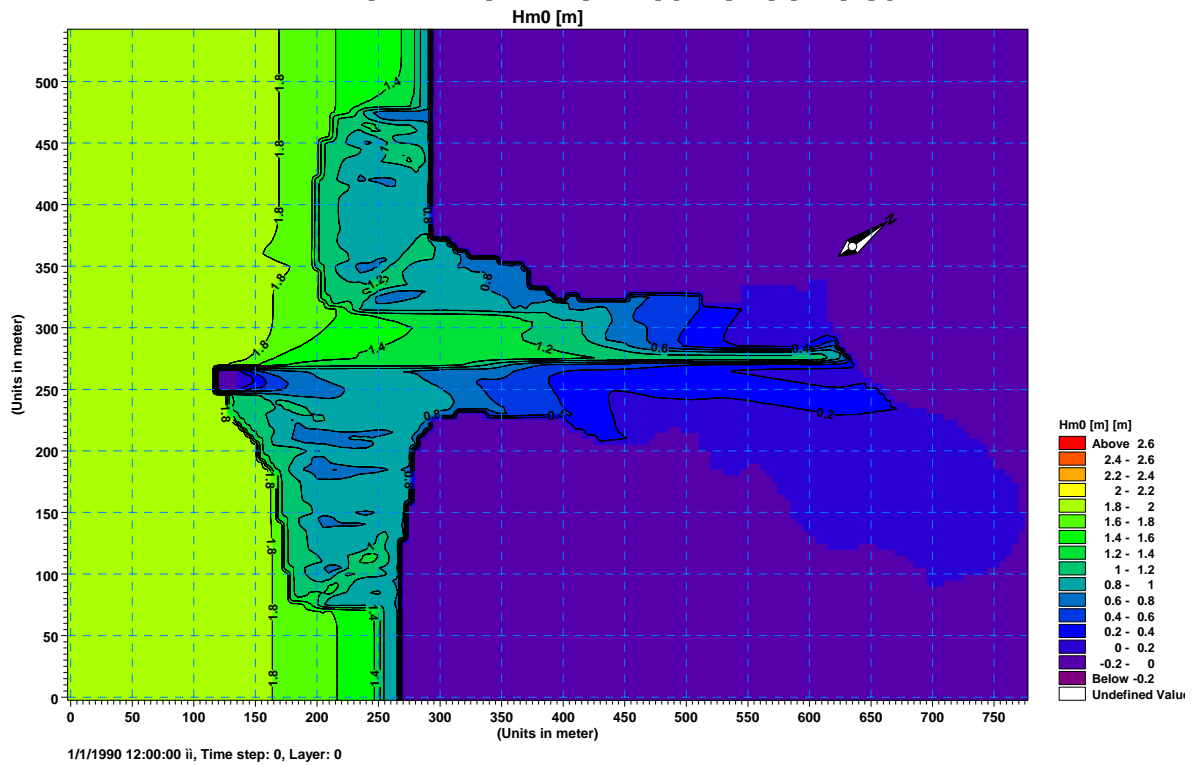
Directional Standard Deviation σ



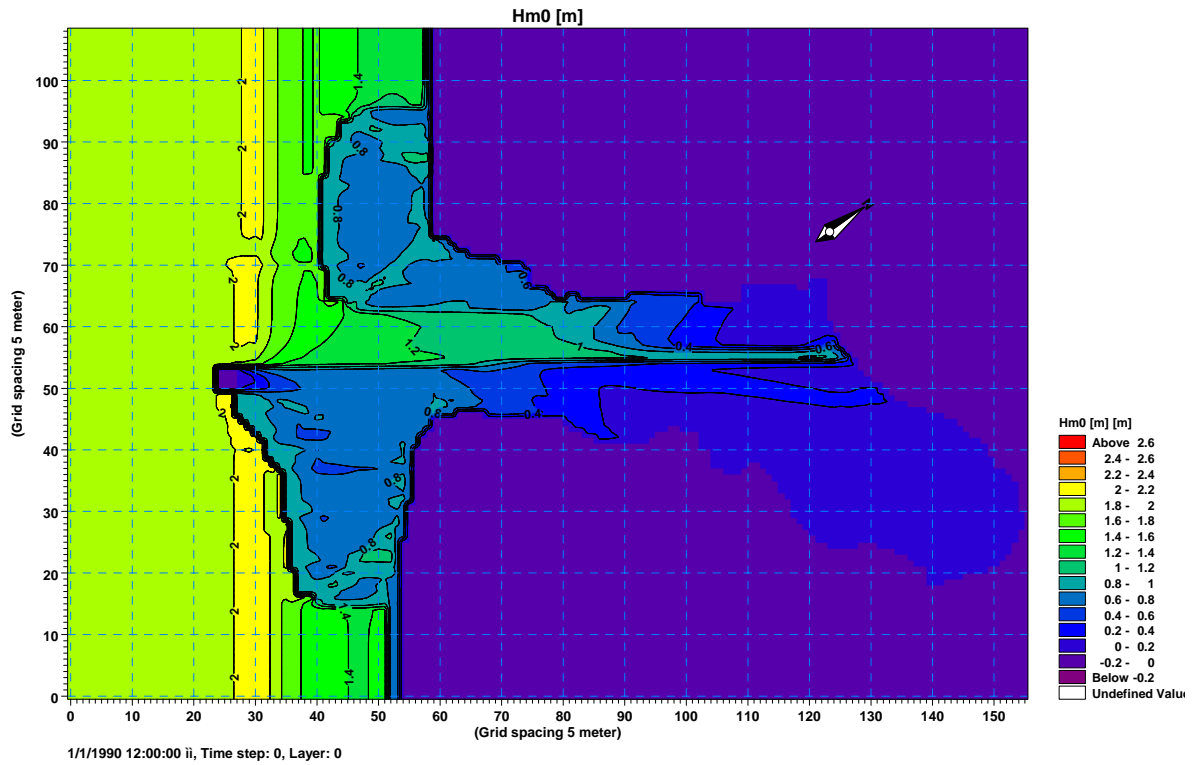
Significant Wave Height H_{m0} in the bungalows area

ΠΑΡΑΡΤΗΜΑ Ε

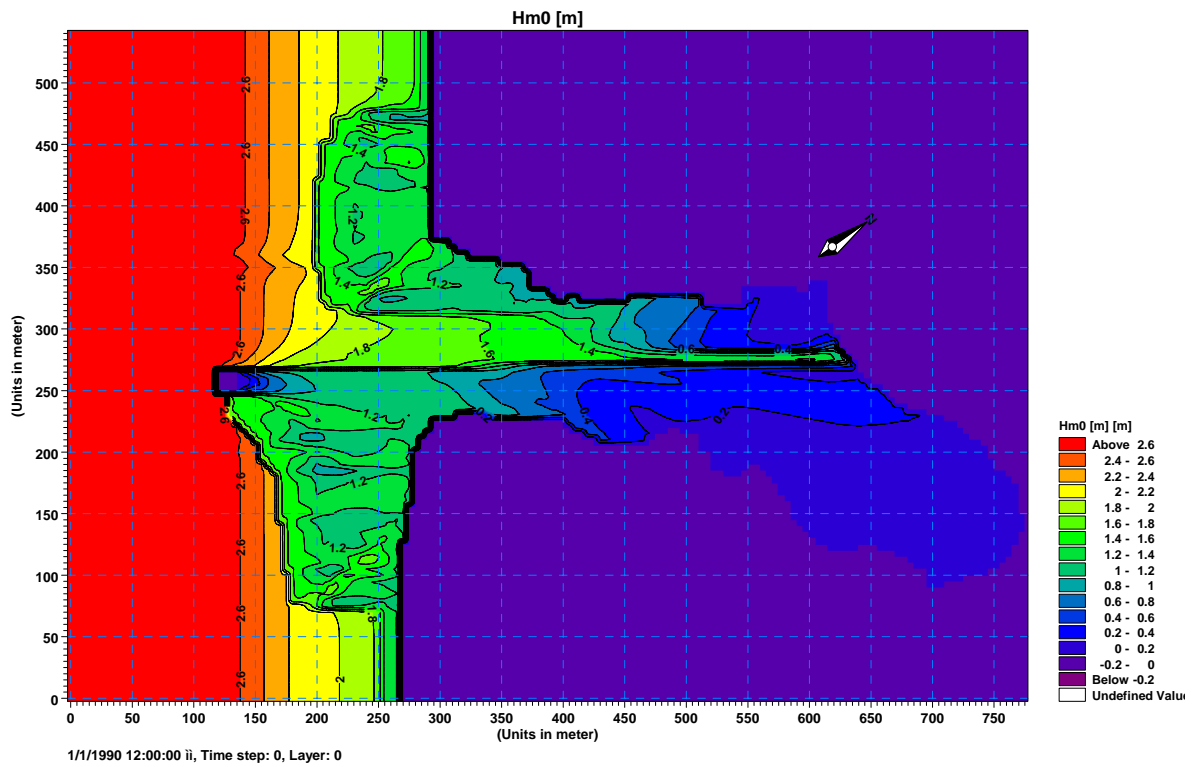
Αποτελέσματα Ερευνητικής Εφαρμογής NSW



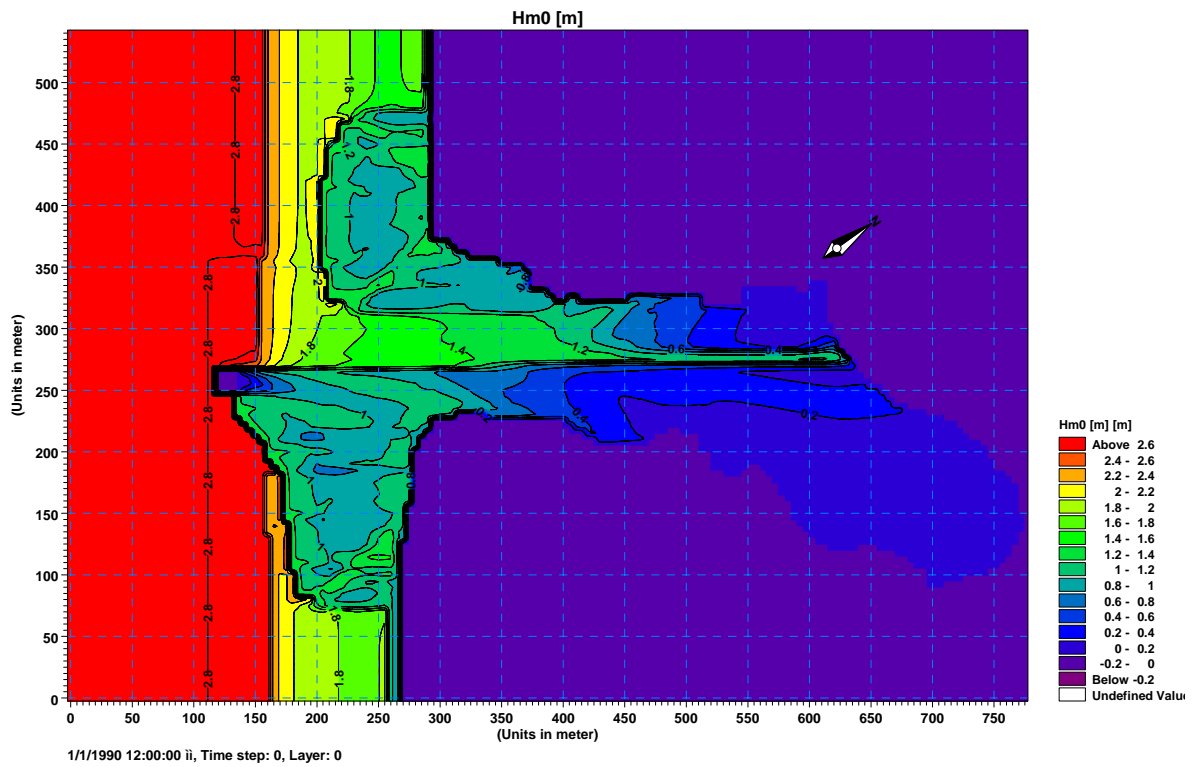
Distribution of H_{m0} 10-yr Battjes and Stive85 Breaking



Distribution of H_{m0} 10-yr Nelson87 Breaking

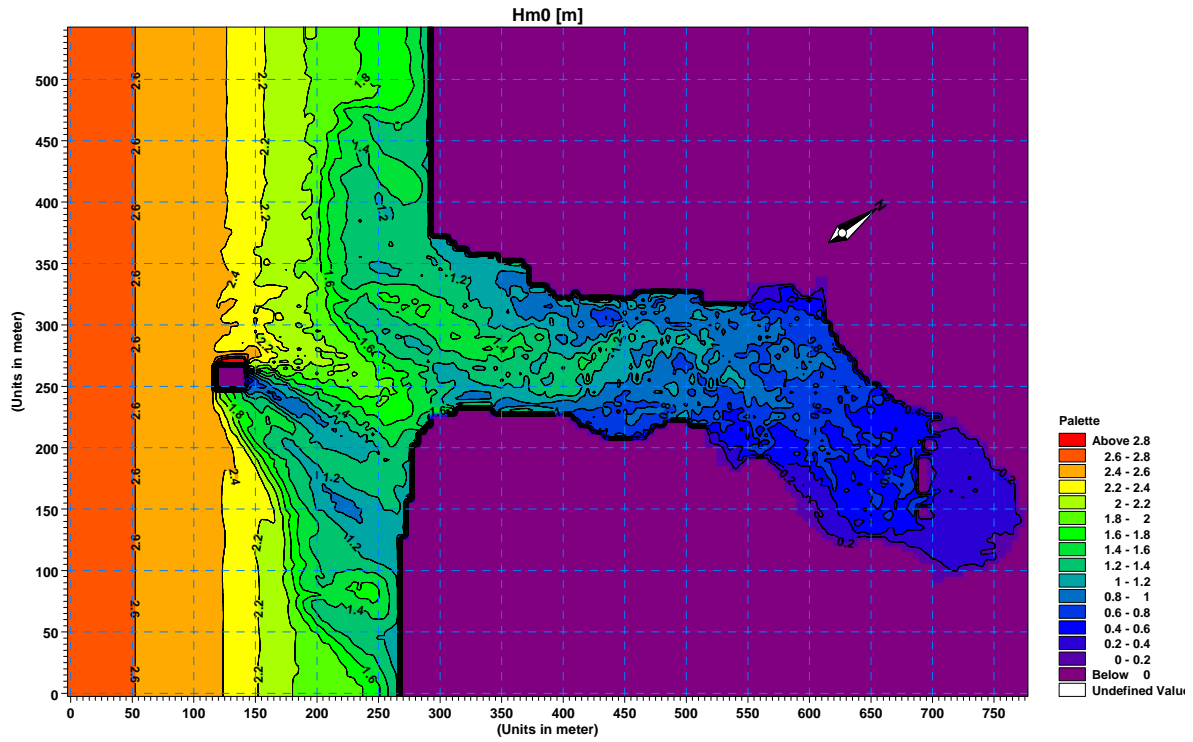


Distribution of H_{m0} 50-yr Battjes and Stive85 Breaking

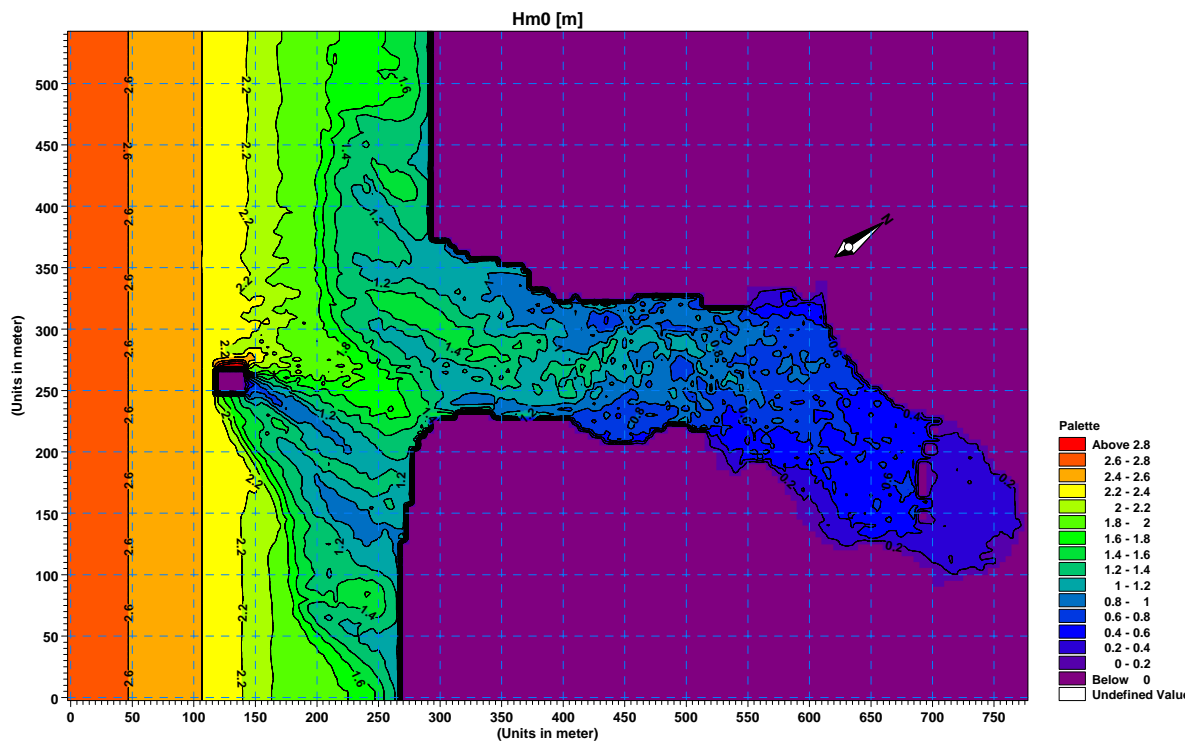


Distribution of H_{m0} 50-yr Nelson87 Breaking

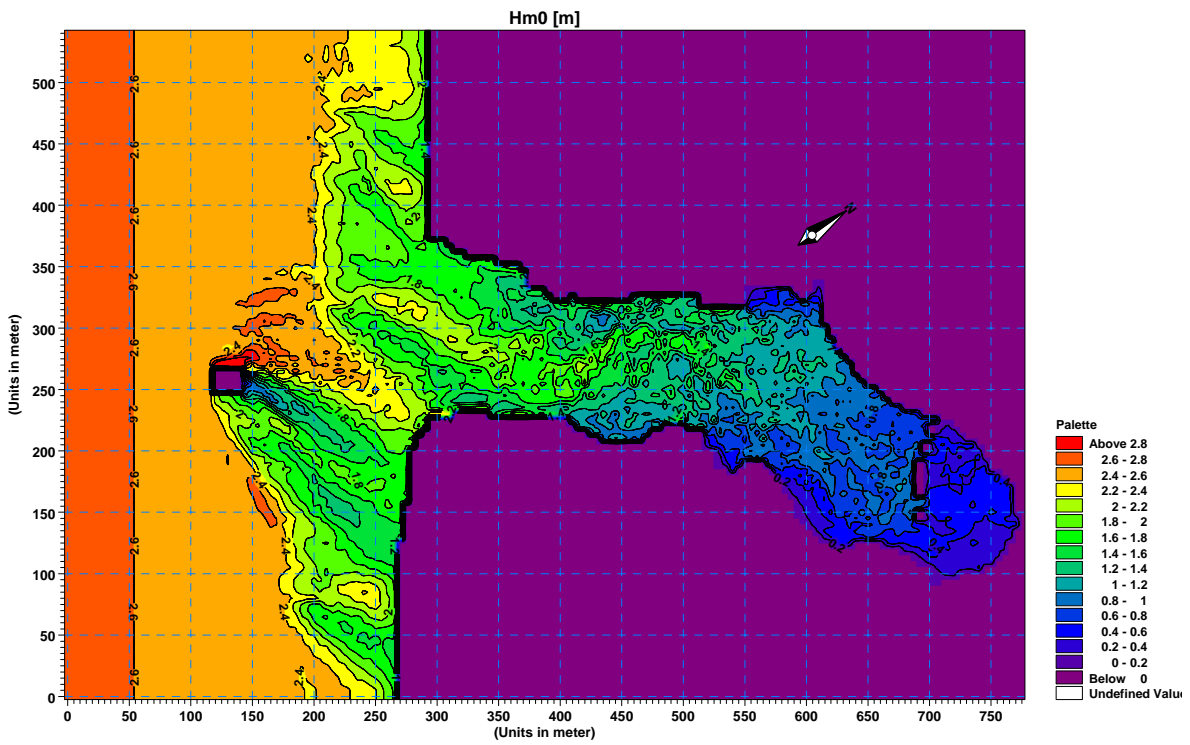
ΠΑΡΑΡΤΗΜΑ F
Αποτελέσματα Μοντέλου PMS (2DH)



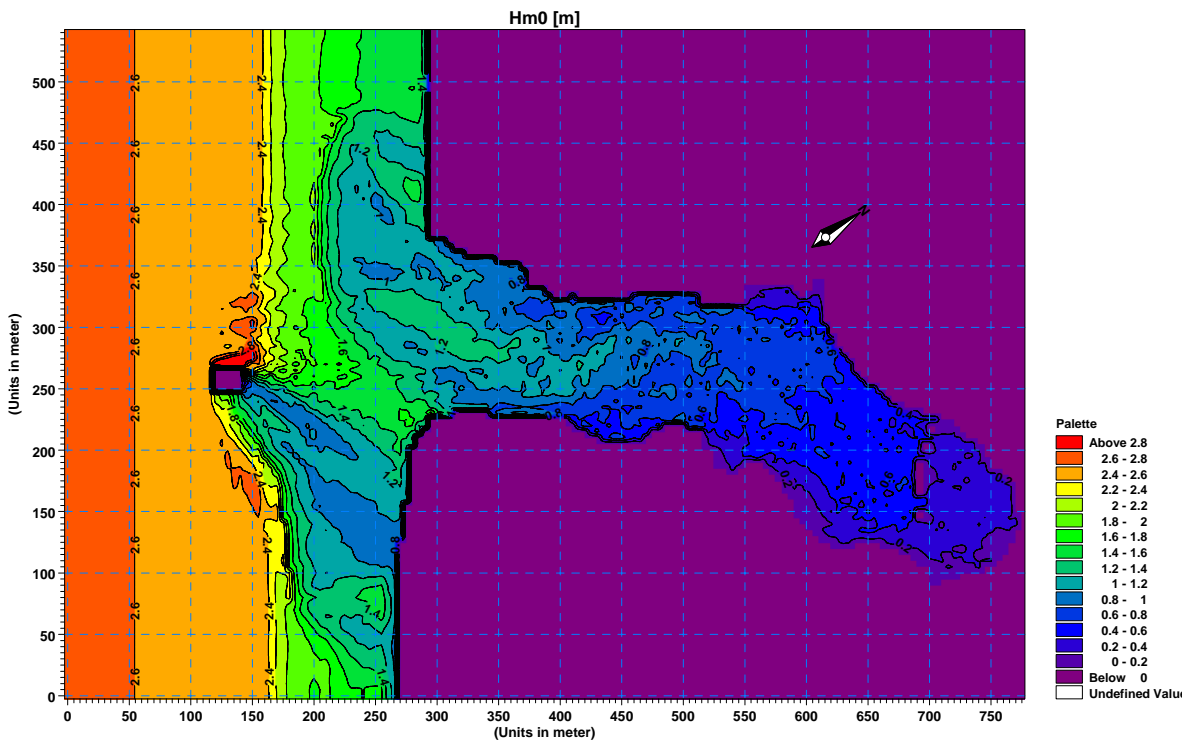
TMA 50-yr DEFAULT Breaking



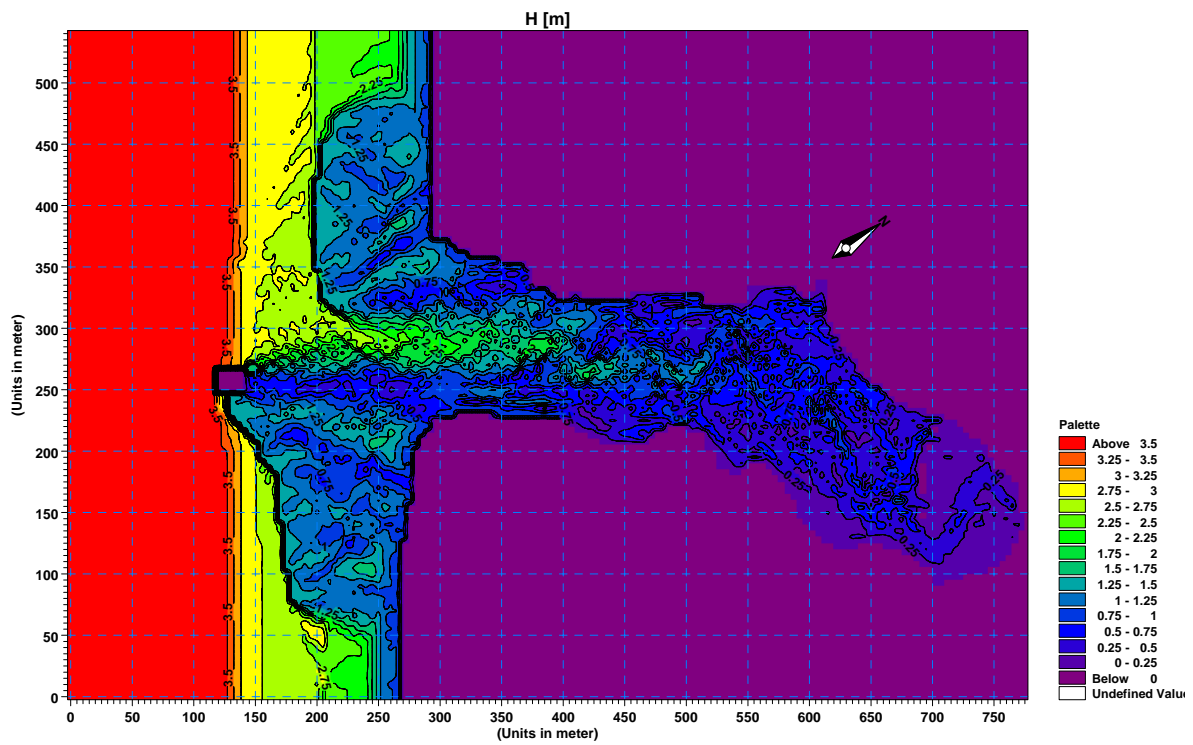
TMA 50-yr BS85 Breaking



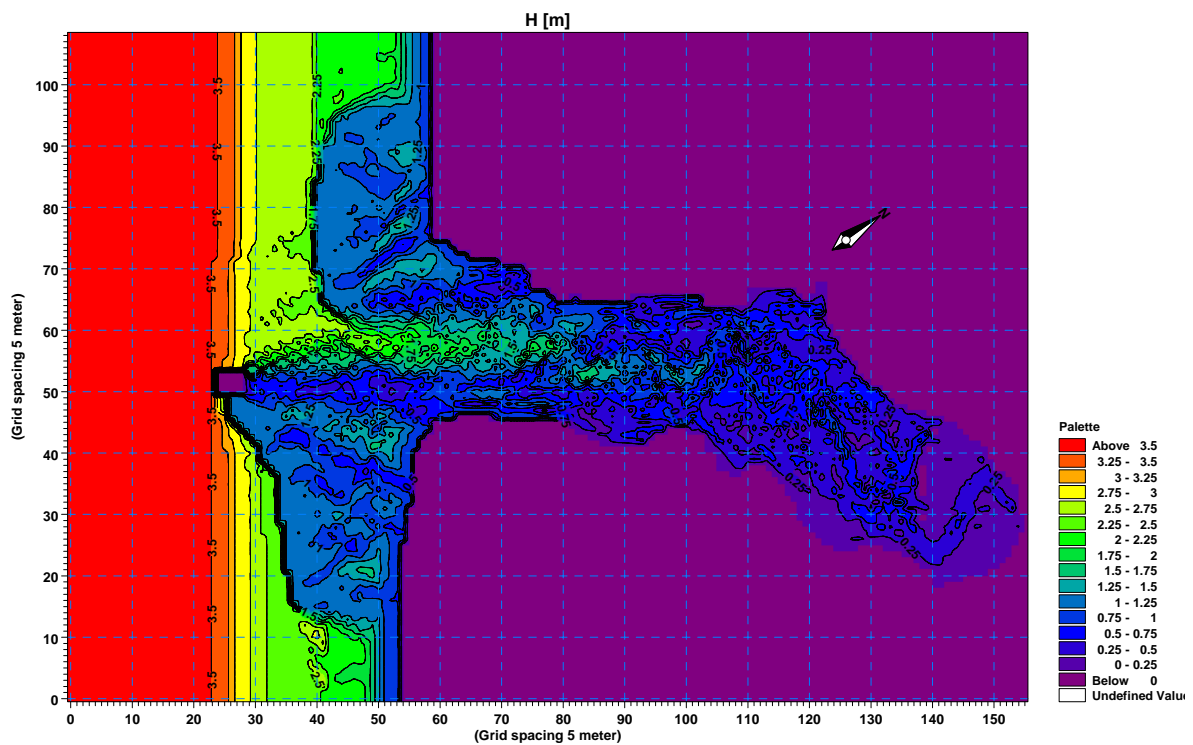
TMA 50-yr JOHNSON06 Breaking



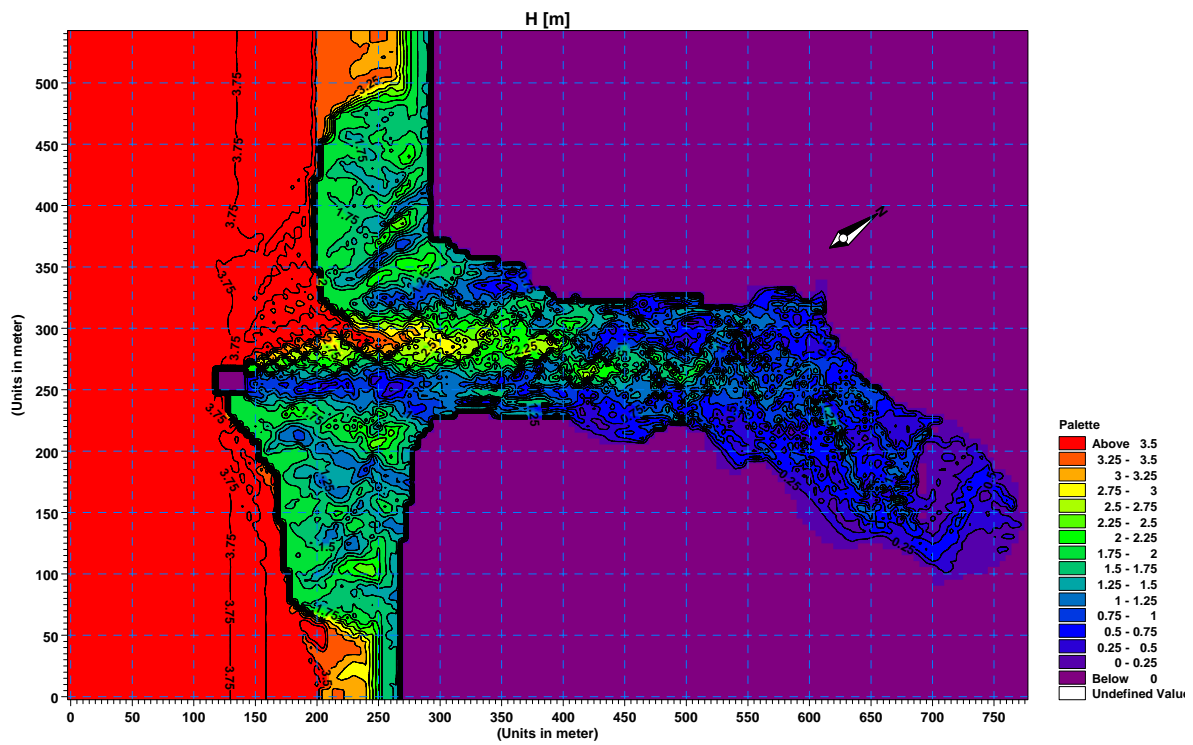
TMA 50-yr NELSON87 Breaking



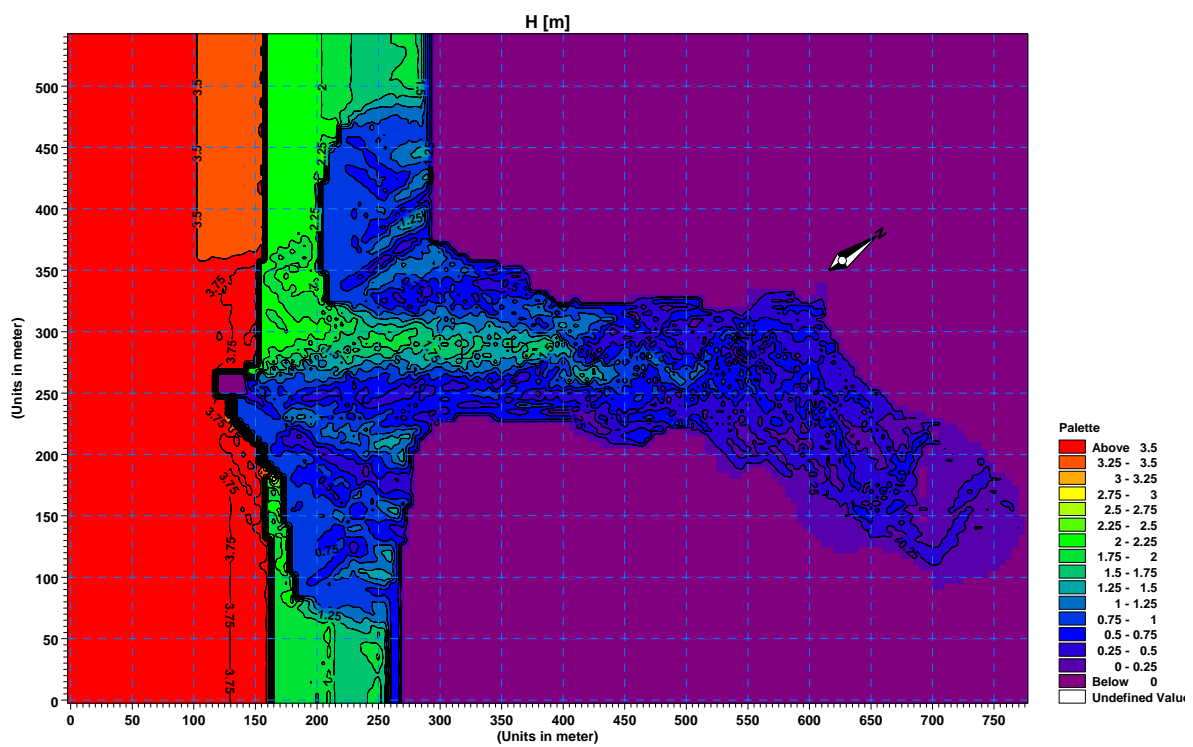
MaxRegular 10-yr DEFAULT Breaking



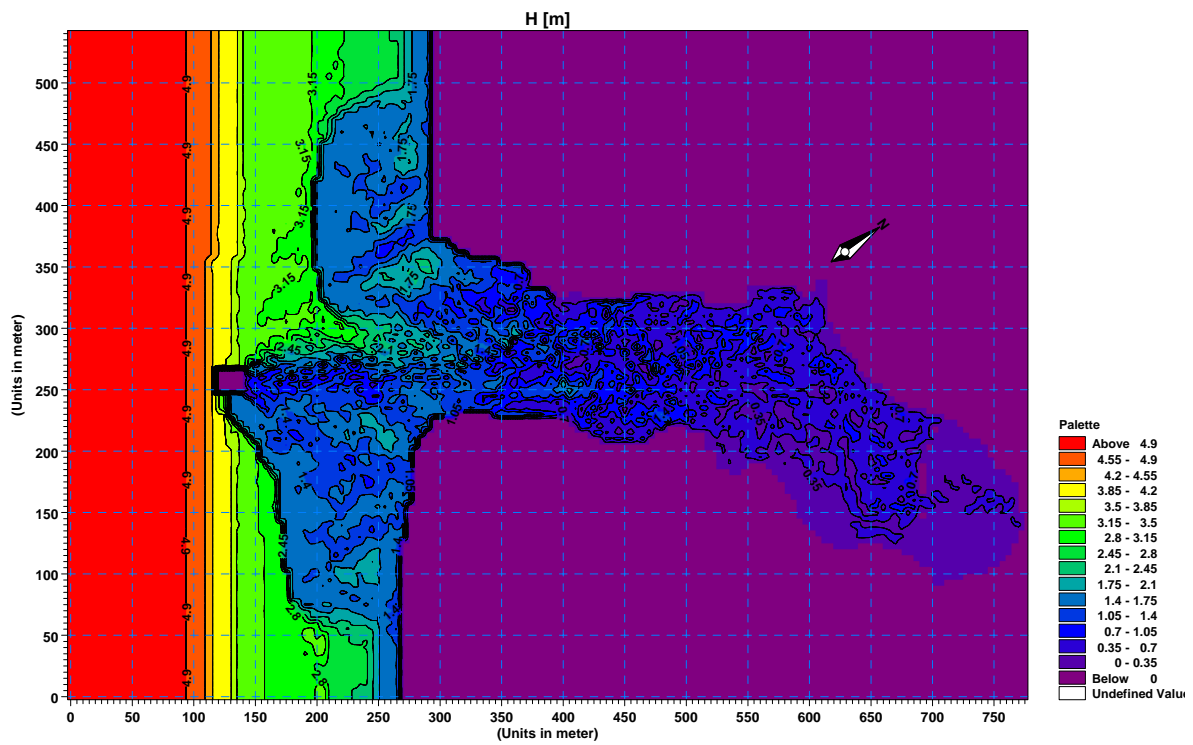
MaxRegular 10-yr BS85 Breaking



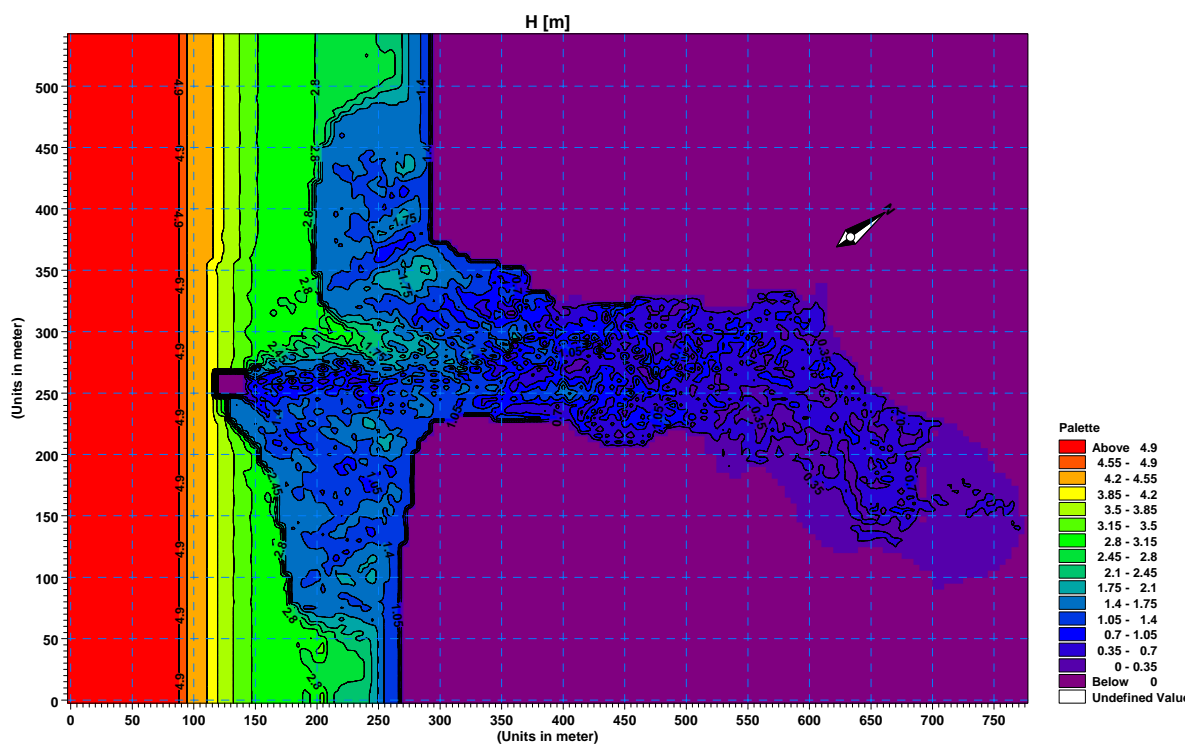
MaxRegular 10-yr JOHNSON06 Breaking



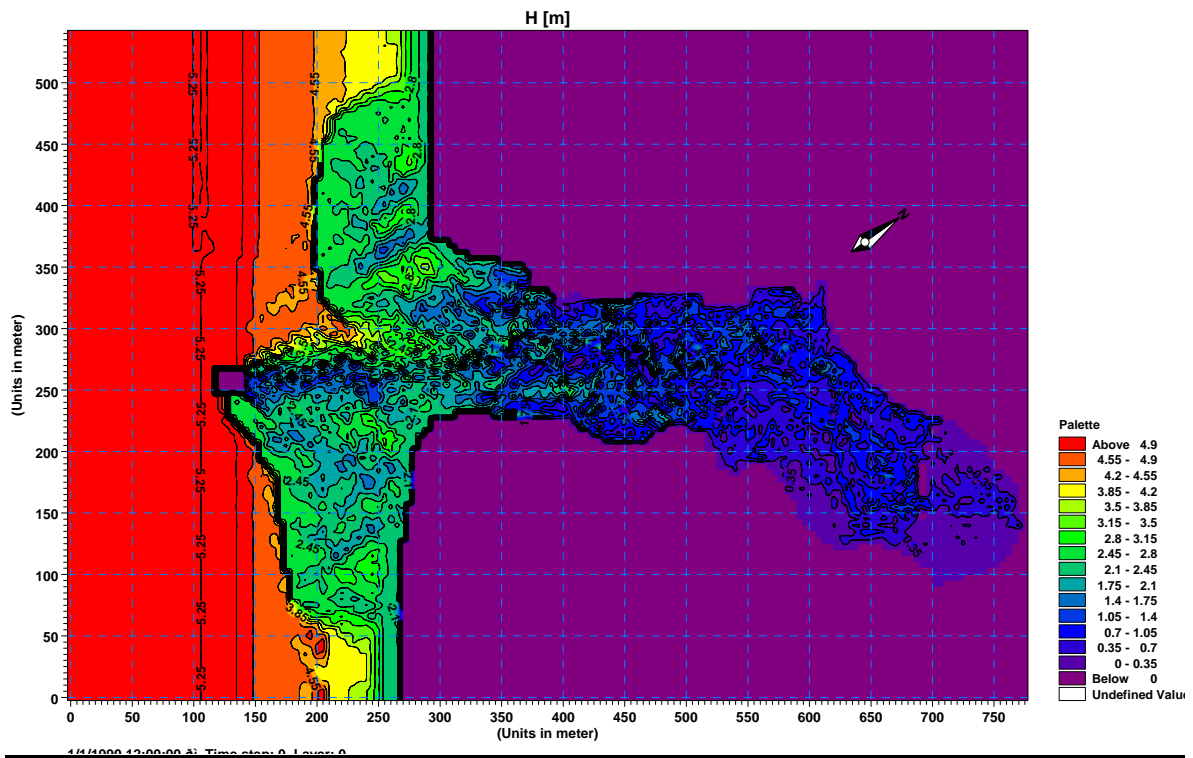
MaxRegular 10-yr NELSON87 Breaking



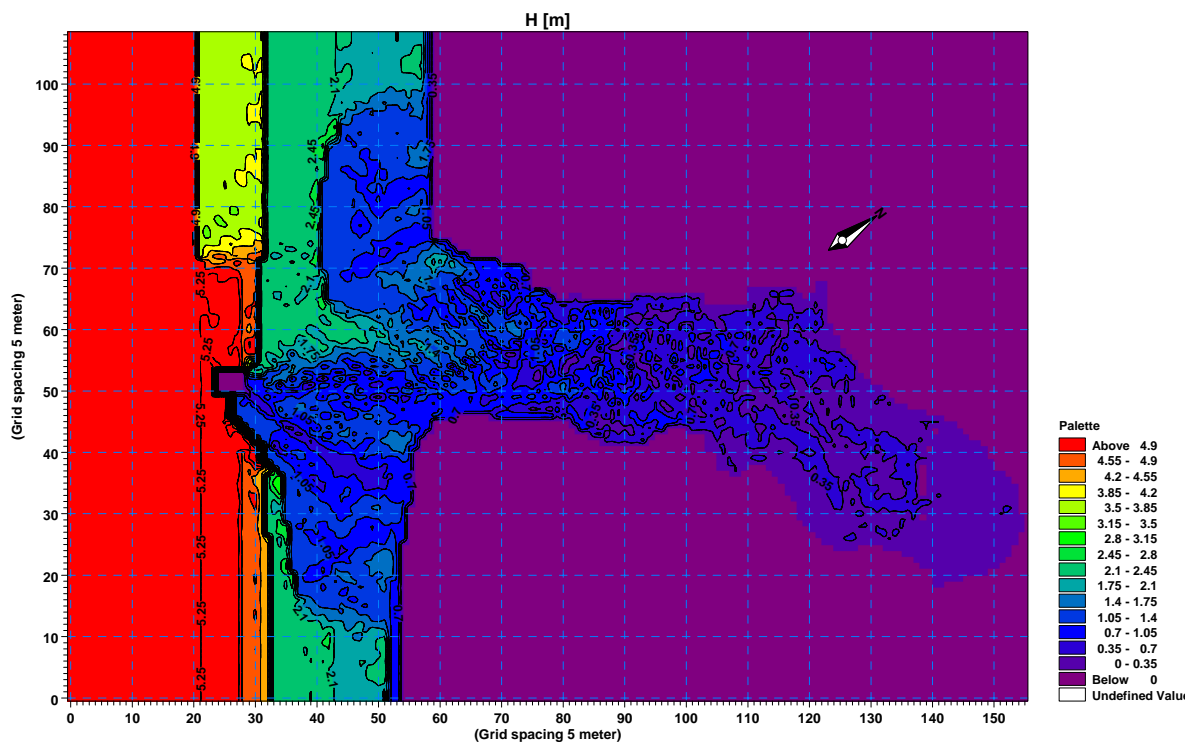
MaxRegular 50-yr DEFAULT Breaking



MaxRegular 50-yr BS85 Breaking



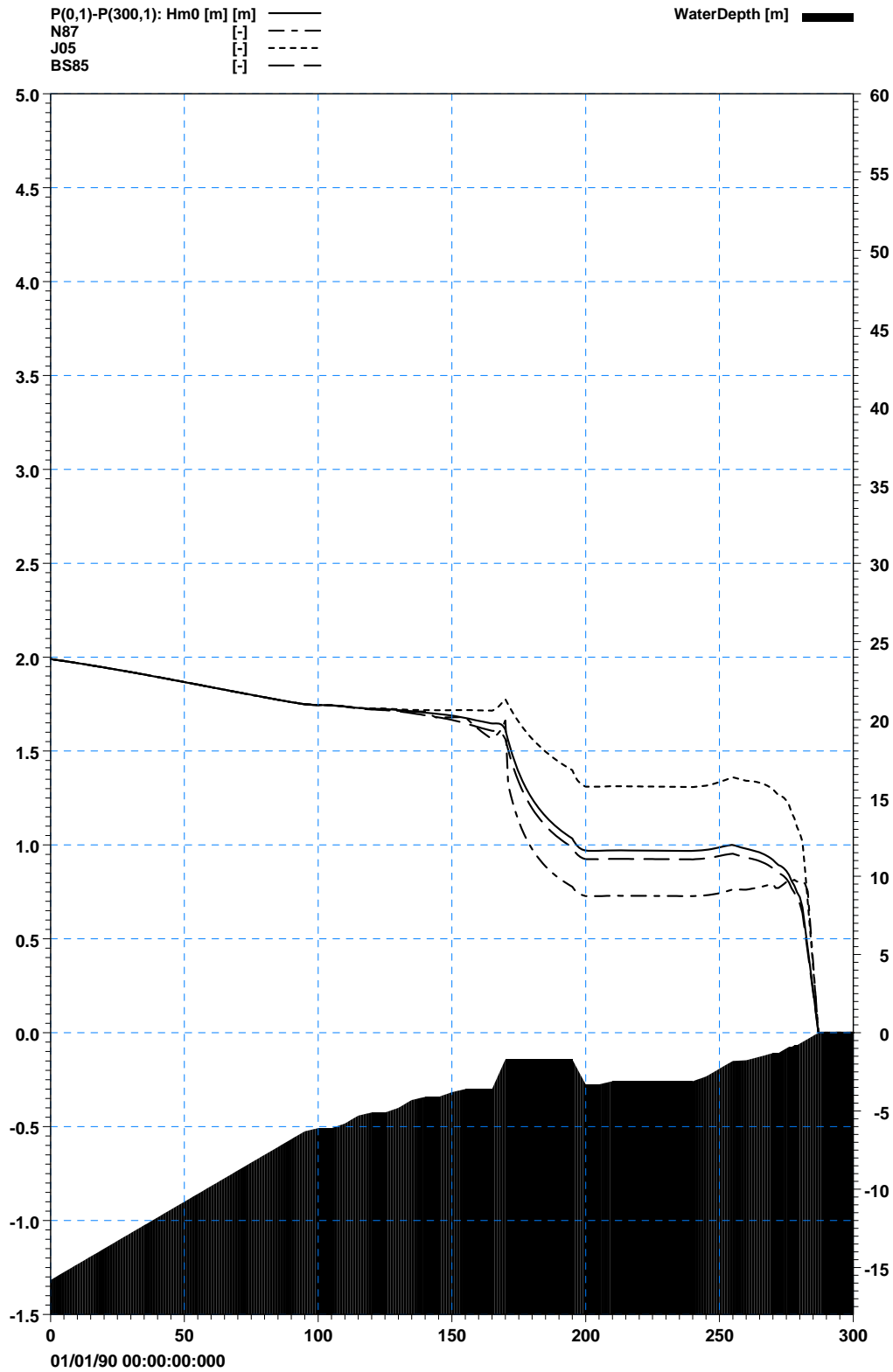
MaxRegular 50-yr JOHNSON06 Breaking



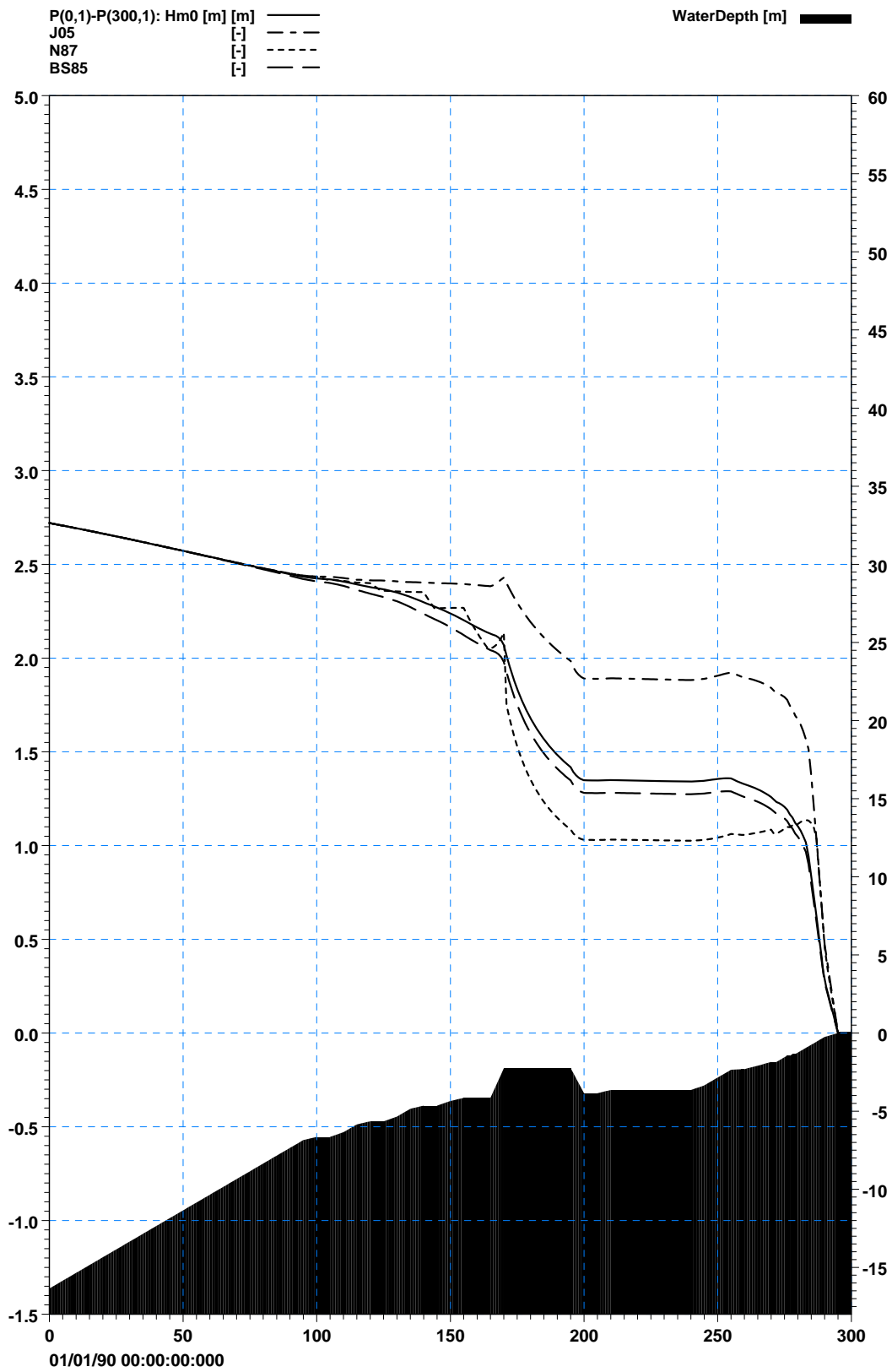
MaxRegular 50-yr NELSON87 Breaking

ΠΑΡΑΡΤΗΜΑ Γ

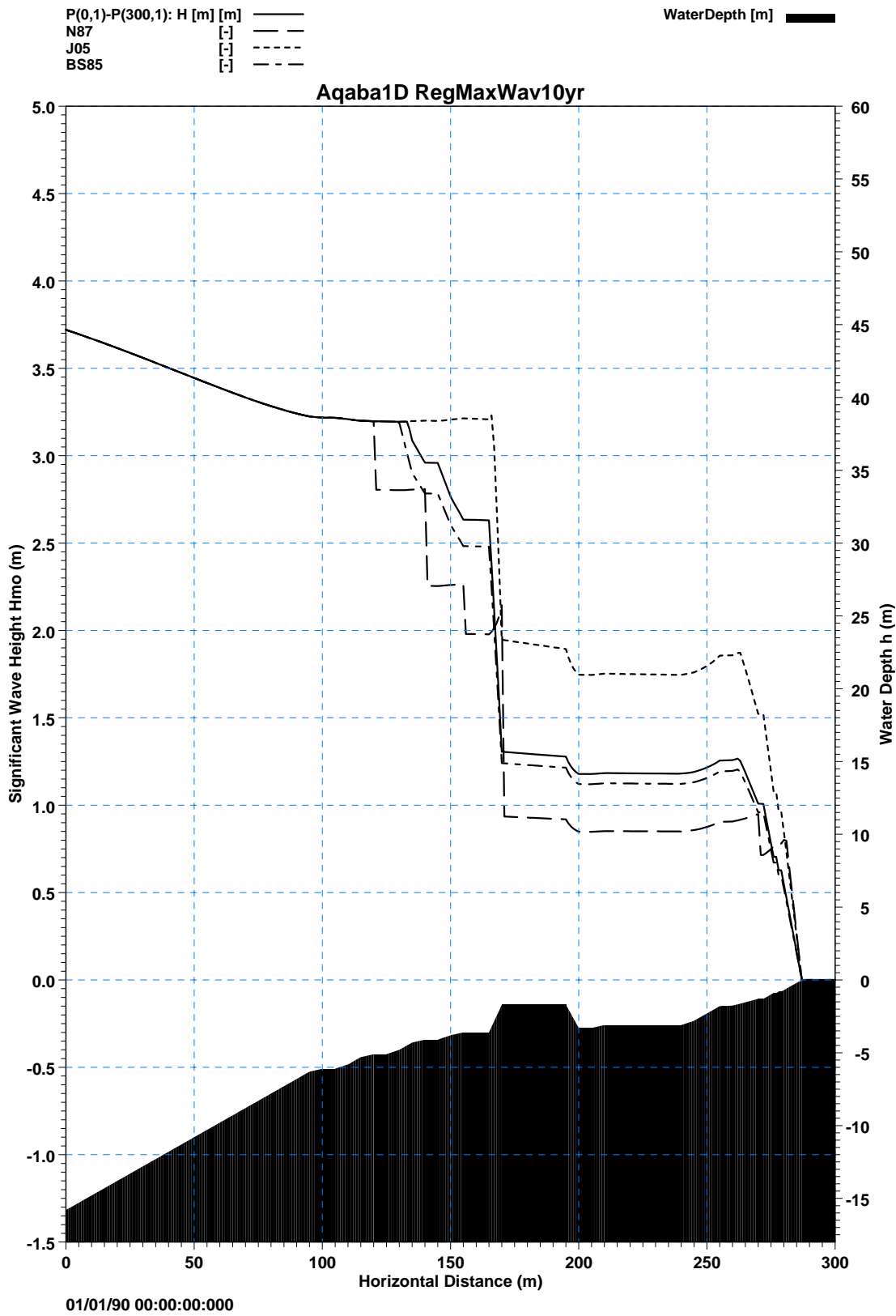
Αποτελέσματα Μοντέλου PMS (1DH)



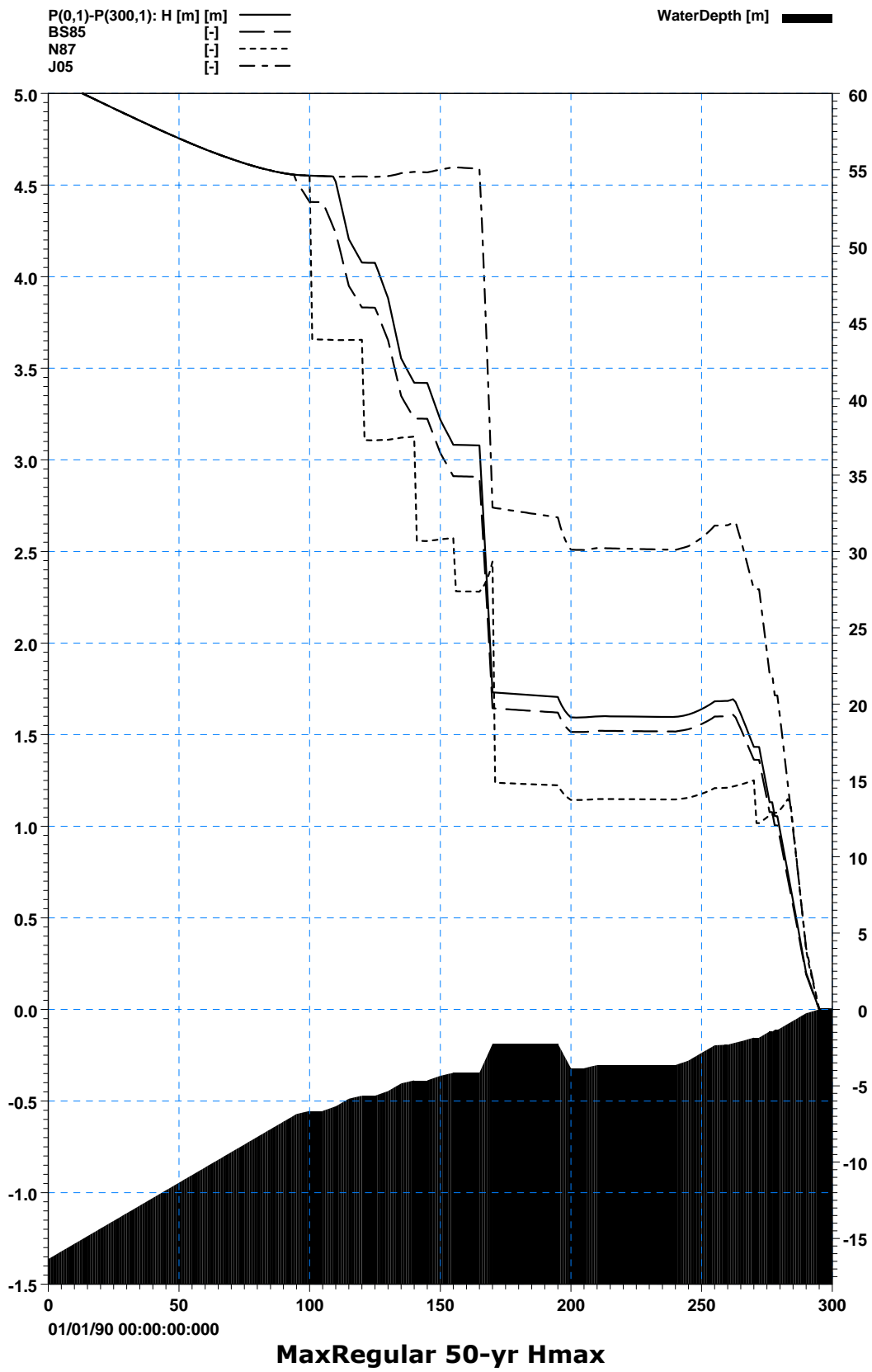
Jonswap 10-yr Hs



Jonswap 50-yr Hs

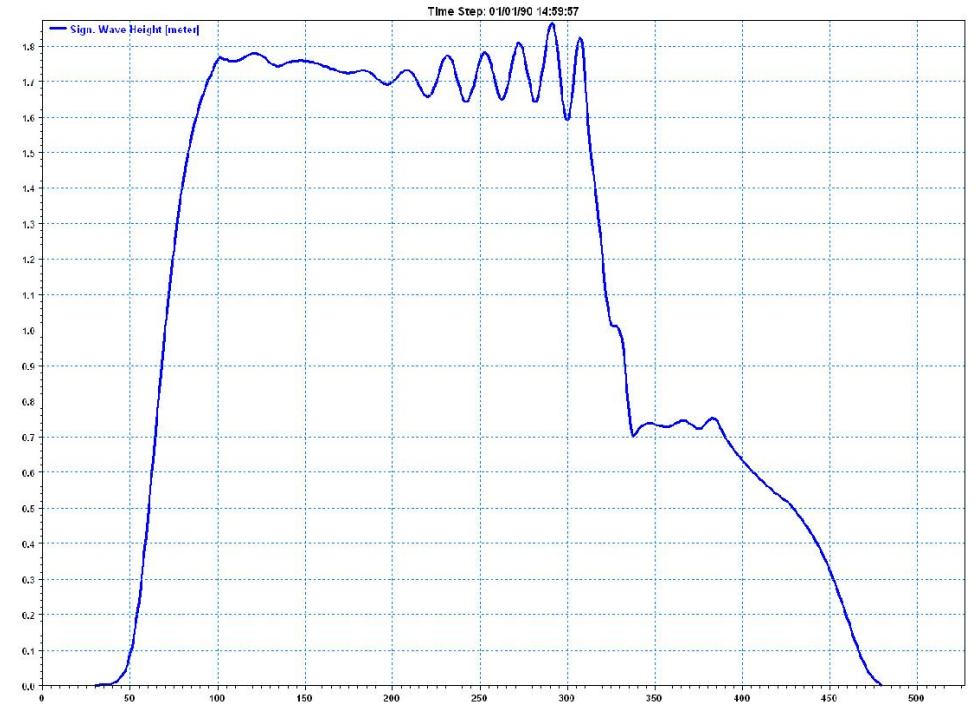


MaxRegular 10-yr Hmax

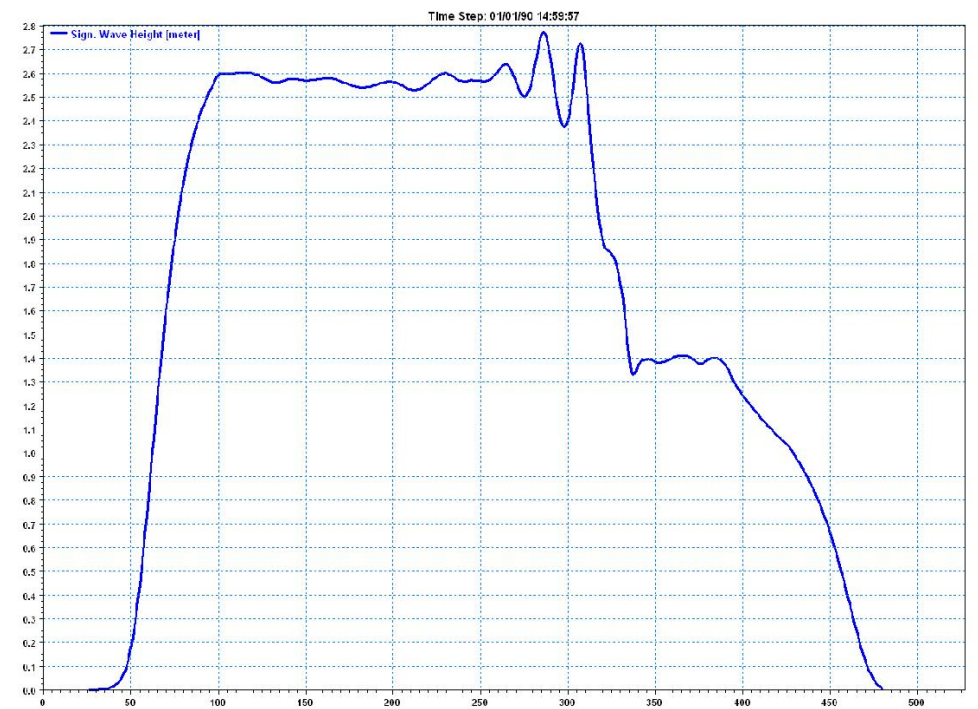


ΠΑΡΑΡΤΗΜΑ Η

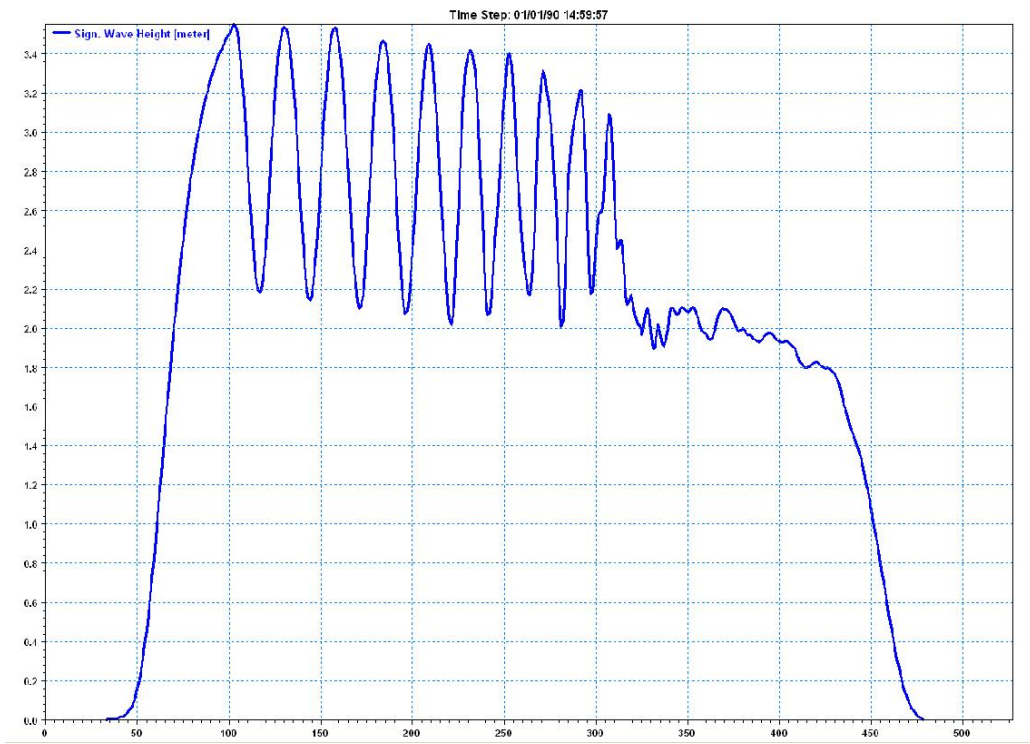
Αποτελέσματα Μοντέλου BW (1DH)



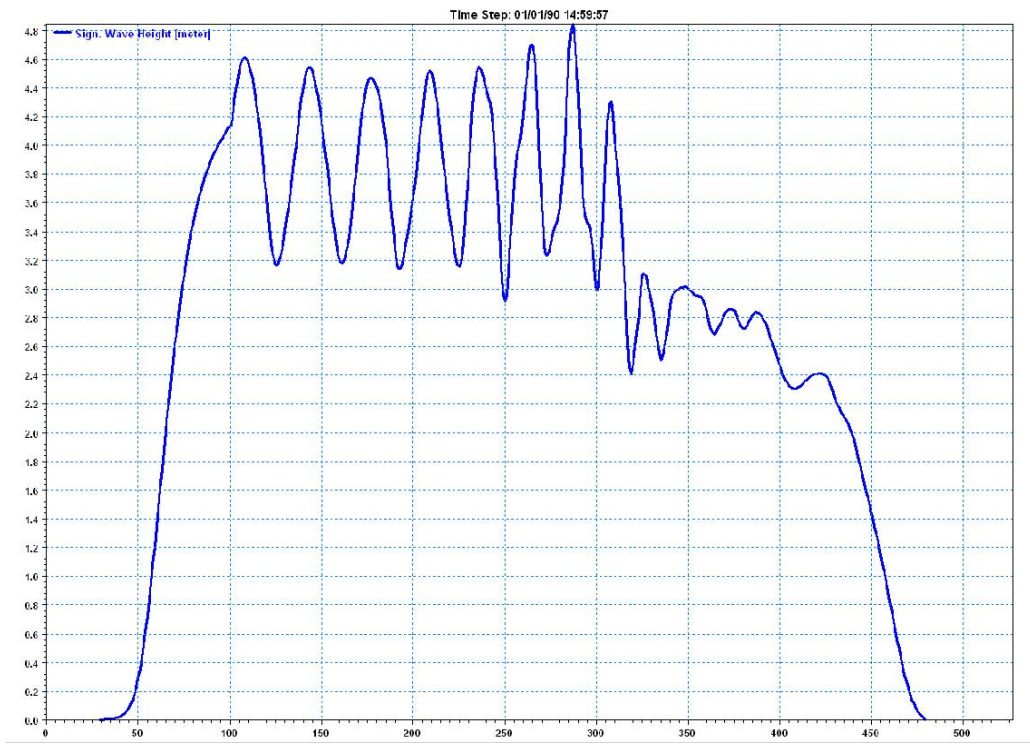
Aqaba BW1DH JONSWAP RandomWave 10yr



Aqaba BW1DH JONSWAP RandomWave 50yr



Aqaba BW1DH maxReg RegularWave 10yr



Aqaba BW1DH maxReg RegularWave 50yr