

# **POLITECNICO DI MILANO**

Scuola di Ingegneria Industriale e dell'Informazione

Corso di Laurea Magistrale in  
Ingegneria Energetica



Cuttings Re-Injection: studio di fattibilità del processo e progettazione  
della pompa centrifuga operante nel sistema

Relatore: Prof. Giacomo Bruno PERSICO

Co-relatore: Ing. Francesco BOSISIO, MI SWACO, A Schlumberger Company

Tesi di Laurea di:

Alessia CARDAMONE Matr. 778507

Anno Accademico 2012 – 2013



## *Ringraziamenti*

*Vorrei ringraziare il Professor Giacomo Bruno Persico per la sua infinita disponibilità, per il tempo che mi ha dedicato e per la fiducia che ha riposto in me fin dall'inizio. L'entusiasmo, la motivazione e l'ottimismo con cui mi ha accompagnata durante tutto il percorso mi hanno permesso di vivere al meglio questa esperienza.*

*Ci tengo a ringraziare tutte le persone dell'ufficio grazie alle quali mi sono sentita a mio agio in questi mesi, in modo particolare l'Ing. Alberto Maliardi e il Dott. Rino Mangiameli che mi hanno dato la possibilità di fare questa esperienza interessante e formativa ed infine l'Ing. Francesco Bosisio, per avermi sempre sostenuta ed aiutata. Invio un sentito ringraziamento dall'altra parte del mondo, dove a Huston il Dott. Talgat Shokanov si è sempre dimostrato disponibile e presente, infine ringrazio molto il Professor Raffaele Romagnoli per la possibilità che mi ha dato e per l'incoraggiamento che mi ha fornito in questi mesi.*

*Questo lavoro è dedicato ai miei genitori e a mia sorella, le persone più importanti della mia vita e quelle su cui potrò sempre contare.*

*Giada, con la quale ho sempre condiviso tutto e senza la quale non sarei la persona che sono, grazie per avermi sempre aiutata e incoraggiata. Vivere con al proprio fianco una persona in grado di essere più felice dei miei successi che dei suoi è una sensazione unica.*

*Mamma, dalla quale ho sempre ricevuto conforto, aiuto e sostegno. Penso sia davvero una fortuna nella vita nascere in una famiglia come la nostra, con una madre presente in ogni istante, gentile e unica come la mia.*

*Papà, grazie al quale ho sempre saputo quale fosse la cosa giusta da fare, non avrei mai potuto trovare un punto di riferimento e un modello da seguire migliore di te. Questa laurea appartiene ad entrambi.*

*Un ringraziamento speciale va alla mia Nonna, per esserci sempre stata in ogni occasione e per l'amore per la famiglia che lei ed il Nonno hanno insegnato a tutti noi.*

*Grazie alla mia zietta per tutte le volte che mi ha chiesto "Gioia, allora come va l'università?" e per l'immenso bene che vuole a noi quattro.*

*Come potrei non ringraziare tutte le persone che hanno vissuto con me questa Milano? Senza Stefania e la Family questa esperienza non sarebbe mai potuta andare com'è andata. Dal momento in cui siete arrivati voi tutto è cambiato, vi ringrazio tanto per le risate, per i momenti pazzi passati insieme e per quella complicità che si è creata che non potremmo mai riuscire a spiegare a nessun altro. Vivere quest'avventura con voi ha reso tutto diverso, pieno di sorrisi, pieno di amicizia. Grazie a Te, per essere sempre stato presente, nei momenti migliori e in quelli peggiori, non avrei potuto inventare un modo migliore di trascorrere questi ultimi cinque anni.*

*Un grazie speciale va poi a Lorenzo, per avermi fatto capire in mille modi diversi il bene che mi vuole, per avermi fatta sorridere e per essere sempre stato presente come uno di famiglia.*

*Grazie a chi mi ha seguita praticamente dall'inizio in questa esperienza, occupando il posto vicino al mio a lezione e rendendo tutto più allegro e spensierato. So che le nostre strade sono destinate a dividersi a breve ma questi anni non sarebbero stati gli stessi senza le risate che avete saputo regalarmi.*

*Infine non posso non ringraziare il mio Sleepover Club perché, nonostante le nostre nuove vite ed esperienze ci portino ad allontanarci, dopo tutti questi anni, siamo ancora qui, insieme. Grazie per la bella sensazione che provo ogni volta che ho la conferma che nulla è cambiato, anche dopo mesi di lontananza, grazie per quell'abbraccio che ci fa sentire vicine e che so che continueremo a scambiarci ogni mese...*

# Indice generale

Introduzione .....	5
Capitolo 1 Cuttings Re-Injection .....	7
1.1 Il processo.....	7
1.1.1 Case study .....	9
1.1.2 Storia del processo di Cuttings Re-Injection .....	10
1.1.3 Monitoraggio del processo.....	11
1.1.4 Strumentazione utilizzata.....	13
1.1.5 Iniezione di acqua .....	15
1.2 Studi effettuati sul comportamento della formazione .....	16
1.2.1 Modello wagon-wheel .....	16
1.2.2 Mounds' Drill Cuttings Injection Field Experiments .....	18
1.2.3 Propagazione delle fratture dal pozzo.....	19
1.3 Alternative al processo di Cuttings Re-Injection.....	21
1.3.1 Processi di Thermal Desorption.....	22
1.3.2 Trattamento con anidride carbonica .....	23
1.4 Iniezione di rifiuti solidi urbani: una nuova tecnologia.....	24
Capitolo 2 Studio della formazione rocciosa .....	27
2.1 Introduzione alla meccanica delle rocce.....	27
2.1.1 Sforzi e deformazioni della roccia .....	28
2.1.2 Definizione e studio dei parametri fisici principali .....	31
2.2 Definizione delle proprietà della roccia .....	33
2.2.1 Prove effettuate in condizioni statiche.....	33
2.2.2 Prove effettuate in condizioni dinamiche .....	36
2.2.3 Prove effettuate direttamente in sito .....	37
2.2.4 Proprietà della formazione studiata .....	37

2.3	Andamento della pressione nel sottosuolo.....	38
2.3.1	Definizione delle pressioni e dei relativi gradienti.....	38
2.3.2	Sovrappressioni .....	40
2.3.3	Valori delle pressioni nel sito in esame.....	41
2.4	Disposizione degli sforzi nella formazione.....	42
2.4.1	Rocce in prossimità della frattura.....	43
2.4.2	Stato di sforzo attorno ad un pozzo .....	45
2.4.3	Metodi per determinare lo stato di sforzo .....	47
2.4.4	Leak off test.....	47
2.4.5	Valutazione dello stato della formazione in esame .....	48
2.5	Processo di fratturazione.....	52
2.5.1	Ottenimento della prima frattura .....	52
2.5.2	Propagazione delle fratture.....	56
Capitolo 3 Studio delle proprietà dello slurry.....		59
3.1	Caratteristiche fisiche dello slurry .....	59
3.1.1	Solidi presenti nello slurry .....	60
3.1.2	Problemi connessi con l'utilizzo di slurry .....	61
3.1.3	Altri parametri fisici del composto.....	64
3.2	Viscosità e reologia dei fluidi .....	65
3.3	Viscosità e modello reologico dello slurry .....	68
3.3.1	Tecniche di misura della viscosità.....	69
3.3.2	Il fango di perforazione .....	77
3.3.3	Modello reologico proposto per lo slurry.....	80
3.3.4	Influenza della concentrazione di solidi e valutazione della viscosità di uno slurry.....	81
3.3.5	Metodo alternativo per il calcolo della viscosità dello slurry .....	87
3.3.6	Analisi dei risultati .....	88
Capitolo 4 Analisi del flusso nel condotto.....		93
4.1	Determinazione delle caratteristiche del canale di collegamento .....	93

4.2	Calcolo delle perdite di carico .....	96
4.2.1	Valutazione delle perdite per acqua.....	97
4.2.2	Valutazione delle perdite per slurry.....	99
Capitolo 5 Pompa centrifuga.....		105
5.1	Introduzione.....	105
5.1.1	Confronto tra macchina volumetrica e centrifuga .....	106
5.1.2	Definizione delle grandezze principali della macchina e dei fenomeni ad essa correlati.....	109
5.1.3	Geometria della macchina .....	112
5.1.4	Cavitazione .....	115
5.1.5	Slip factor.....	116
5.2	Design preliminare della macchina e definizione dei triangoli di velocità .....	118
5.2.1	Dimensionamento secondo Stepanoff .....	118
5.2.2	Dimensionamento secondo Baljé.....	129
5.2.3	Confronto tra i metodi utilizzati.....	131
5.2.4	Variazione delle proprietà del flusso durante il pompaggio .....	133
5.3	Decadimento delle prestazioni della macchina .....	134
5.3.1	Influenza della viscosità sulle prestazioni .....	136
5.3.2	Metodi di valutazione del decadimento delle prestazioni.....	137
5.3.3	Calcolo del numero di stadi necessario.....	139
5.4	Definizione della geometria delle pale .....	140
5.4.1	Costruzione della linea media e dello spessore di pala.....	140
5.4.2	Trasformazione conforme.....	141
5.5	Valutazione della cavitazione.....	142
5.6	Effetto di slip factor.....	144
5.7	Usura della macchina e vita utile.....	146
Conclusioni .....		149
Allegati.....		151

A.1 Mounds' Drill Cuttings Injection Field Experiments .....	151
A.2 Formation integrity test e leak off test effettuati in sito .....	154
A.3 Simulazioni della propagazione delle fratture nel sottosuolo .....	159
Nomenclatura.....	163
Bibliografia.....	171



## Indice delle figure

Figura 1.1 Rappresentazione schematica dei processi di iniezione a) attraverso l'annulus di un pozzo produttivo, b) attraverso il casing di un pozzo abbandonato o c) il tubing di un pozzo dedicato.....	9
Figura 1.2 Andamento della pressione misurata in superficie in funzione del tempo durante un intervallo di iniezione.....	13
Figura 1.3 Schema di un impianto in superficie di Cuttings Re-Injection.....	15
Figura 1.4 Rappresentazione dell'evoluzione delle fratture a partire dal pozzo di re-iniezione secondo il modello wagon-wheel.....	16
Figura 1.5 Rappresentazione delle fratture nella zona circostante il pozzo secondo il modello wagon-wheel a spessore costante e a sforzi costanti .....	17
Figura 1.6 Schema rappresentativo delle possibili propagazioni di fratture a partire dal pozzo di iniezione in presenza di un'iniziale apertura.....	20
Figura 1.7 Vista dall'altro dello schema di propagazione delle fratture a partire dal pozzo di iniezione.....	21
Figura 1.8 Schema di un impianto di iniezione dei rifiuti solidi urbani con produzione di metano .....	24
Figura 2.1 Rappresentazione di una superficie orientata su cui insiste una forza $\Delta F$ .....	28
Figura 2.2 Scomposizione lungo le direzioni normali e tangenziali di uno stato di sforzo agente su una superficie descritta dal triangolo ABC .....	29
Figura 2.3 Rappresentazione della deformazione longitudinale e trasversale di un provino sottoposto ad uno sforzo di compressione .....	31
Figura 2.4 Andamento degli sforzi e delle deformazioni per un provino sottoposto ad un test con rilascio del carico applicato .....	34

Figura 2.5 Andamento complesso di sforzi e deformazioni per un provino sottoposto a test di laboratorio.....	35
Figura 2.6 Schema rappresentativo della strumentazione utilizzata per effettuare prove in condizioni dinamiche su un provino.....	36
Figura 2.7 Gradienti di pressione dei pori e di overburden alle diverse profondità .....	42
Figura 2.8 Rappresentazione degli sforzi principali nelle tre possibili configurazioni di rocce in prossimità della rottura .....	43
Figura 2.9 Rappresentazione schematica degli stati di sforzo Normal fault regime (a sinistra) e Thrust fault regime (a destra).....	45
Figura 2.10 Movimento obliquo tipico degli stati di sforzo Normal fault regime (a sinistra) e Thrust fault regime (a destra).....	45
Figura 2.11 Schema dei casings e del tubing presenti nel pozzo di re-iniezione	49
Figura 2.12 Andamento dei gradienti dei pori, di LOT e di overburden in funzione della profondità.....	51
Figura 2.13 Simulazione della prima frattura ottenuta a 3052 metri con una pressione di 420 bar .....	54
Figura 2.14 Simulazione della prima frattura ottenuta a 3052 metri con una pressione di 490 bar .....	54
Figura 2.15 Variazione dello spessore di una frattura al variare della sua lunghezza .....	55
Figura 3.1 Immagini relative ai diversi componenti presenti in un tipico slurry utilizzato in un processo di Cuttings Re-Injection.....	59
Figura 3.2 Esempio di immagine ricavata da un Particle size analyzer che esprime la distribuzione in frequenza delle dimensioni delle particelle analizzate .....	60

Figura 3.3 Immagine rappresentativa del fenomeno di sineresi a) con solidi in sospensione e b) abbinato al fenomeno di settling.....	62
Figura 3.4 Immagine rappresentativa del fenomeno di sagging a) in condizioni statiche e b) in condizioni dinamiche.....	62
Figura 3.5 Immagine rappresentativa del fenomeno di bloccaggio in prossimità della curva di un pozzo orizzontale.....	63
Figura 3.6 Immagine rappresentativa del fenomeno di screenout in prossimità del punto di iniezione .....	63
Figura 3.7 Schema di distribuzione della velocità per un fluido tra due lastre di cui una in quiete ed una in movimento. ....	66
Figura 3.8 Andamento degli sforzi in funzione della velocità di deformazione per un fluido Newtoniano.....	67
Figura 3.9 Rappresentazione grafica della reologia per i diversi tipi di modelli presentati .....	67
Figura 3.10 Viscosimetro a rotazione .....	69
Figura 3.11 Influenza del parametro n sulla forma della curva che rappresenta l'andamento degli sforzi in funzione della velocità di deformazione .....	71
Figura 3.12 Rappresentazione grafica del significato fisico dello yield point e della viscosità plastica.....	73
Figura 3.13 Marsh Funnel .....	74
Figura 3.14 Vista di un Marsh Funnel in cui si può notare la presenza di una griglia nella parte superiore dello strumento.....	75
Figura 3.15 Reologia di un tipico fango da perforazione.....	77
Figura 3.16 Valutazione della viscosità effettiva per tre condizioni di sforzo....	78
Figura 3.17 Confronto tra l'andamento degli sforzi in funzione della velocità di deformazione per le leggi reologiche analizzate e per un fango da perforazione .....	79

Figura 3.18 Effetto del parametro $n$ sulla distribuzione delle velocità in un condotto .....	79
Figura 3.19 Rappresentazioni della distribuzione di velocità lungo il condotto per moto laminare .....	82
Figura 3.20 Profilo delle velocità di uno slurry in un condotto per moto laminare .....	82
Figura 3.21 Influenza della concentrazione di solidi sul valore di yield stress ...	84
Figura 3.22 Influenza della concentrazione di solidi sul valore di viscosità plastica .....	84
Figura 3.23 Reologia dello slurry analizzato a diverse concentrazioni di solidi ( $d_{50}=26,31 \mu\text{m}$ ) .....	90
Figura 3.24 Reologia dello slurry analizzato a diverse concentrazioni di solidi ( $d_{50}=53 \mu\text{m}$ ) .....	90
Figura 3.25 Effetto della grandezza delle particelle su uno slurry con concentrazione di solidi del 46% .....	91
Figura 4.1 Diagramma utile alla previsione del fattore di velocità limite $F_L$ .....	94
Figura 4.2 Diagramma utile alla previsione della velocità limite $V_L$ .....	95
Figura 4.3 Diagramma di Moody .....	98
Figura 4.4 Costruzione grafica dell'andamento di perdite per slurry in funzione della portata .....	101
Figura 4.5 Costruzione grafica dell'andamento di perdite per slurry in funzione della velocità.....	102
Figura 4.6 Schema delle perdite e della frazione di condotto occupata dai solidi in funzione della velocità.....	103
Figura 5.1 Schema di funzionamento di una macchina volumetrica.....	106
Figura 5.2 Andamento della portata in una macchina volumetrica.....	107

Figura 5.3 Andamento della portata per macchine volumetriche poste in parallelo.....	107
Figura 5.4 Schema di una pompa centrifuga a) dotata di voluta oppure b) di un diffusore palettato.....	109
Figura 5.5 Classificazione delle pompe e dei rendimenti in funzione della velocità specifica $\omega_s$ .....	110
Figura 5.6 Diagramma statistico di Cordier .....	111
Figura 5.7 Diagramma statistico per pompe .....	112
Figura 5.8 Triangoli di velocità all'ingresso e all'uscita a) per pale all'indietro e b) per pale in avanti .....	113
Figura 5.9 Curve di funzionamento ideali per pompe con pale in avanti, indietro e radiali.....	114
Figura 5.10 Classificazione di pompe e rendimenti in funzione della velocità specifica secondo Stepanoff .....	119
Figura 5.11 Diagramma di Stepanoff per la valutazione dei coefficienti adimensionali di velocità.....	121
Figura 5.12 Diagramma di Stepanoff alternativo per valori di $\beta_2$ diversi dall'ottimo .....	122
Figura 5.13 Triangolo di velocità all'ingresso .....	124
Figura 5.14 Triangolo di velocità all'uscita .....	124
Figura 5.15 Andamento di $\alpha_2$ in funzione di $\beta_2$ .....	127
Figura 5.16 Fattori di correzione delle prestazioni di turbomacchine simili in funzione di Re .....	137
Figura 5.17 Efficiency Derating Factor in funzione del numero di Reynolds ...	138
Figura 5.18 Diagramma per la valutazione del $\eta_R$ in funzione delle caratteristiche della fase solida.....	139

Figura 5.19 Parte della schiera di pale progettate riportate in un piano bidimensionale.....	141
Figura 5.20 Girante della macchina ottenuta dalla progettazione della geometria delle pale.....	142
Figura 5.21 Grafico per la valutazione del NPSH richiesto dalla pompa operante con acqua .....	143
Figura 5.22 Girante della macchina ottenuta considerando il fenomeno di slip factor.....	146
Figura 5.23 Azione abrasiva delle particelle solide che provocano i diversi effetti possibili .....	146
Figura 5.24 Azione erosiva delle particelle solide che provocano i diversi effetti possibili.....	147
Figura A.1.0.1 Vista dall'alto del pozzo di iniezione e dei due pozzi di osservazione perforati nelle vicinanze.....	151
Figura A.1.0.2 Vista dall'alto della geometria dei percorsi seguiti per le attività di carotaggio a partire dai pozzi di osservazione A e B .....	152
Figura A.1.0.3 Schema delle rilevazioni microsismiche, con inclinometri e attraverso attività di carotaggio a) per lo strato di roccia Wilcox e b) per Atoka .....	152
Figura A.1.0.4 Rappresentazione dall'alto dell'estensione angolare delle fratture rilevate nello strato di roccia Wicox.....	153
Figura A.1.0.5 Rappresentazione dall'alto dell'estensione angolare delle fratture rilevate nello strato di roccia Atoka.....	153
Figura A.1.0.6 Andamento della pressione in prossimità dell'iniezione in funzione del tempo per tutti gli intervalli di iniezione a) per la roccia Wilcox e b) per Atoka .....	154
Figura A.3.0.7 Rappresentazione della pressione esistente nel sottosuolo all'interno delle fratture provocate .....	162

Figura A.3.0.8 Rappresentazione dei volumi distribuiti nella formazione attorno  
al pozzo di re-iniezione .....162





## Indice delle tabelle

Tabella 2.1 Valori dei gradienti relativi alla pressione LOT e agli sforzi orizzontali alle due profondità studiate tramite un leak off test.....	51
Tabella 2.2 Valori minimi, più probabili e massimi forniti al Software al fine di definire della prima frattura .....	53
Tabella 2.3 Specifiche di ogni step effettuato dal Software fino a raggiungere il quantitativo totale di slurry .....	57
Tabella 3.1 Valori di viscosità plastica e di yield point ottenuti variando la concentrazione dei solidi dello slurry analizzato .....	83
Tabella 4.1 Parametri caratteristici del flusso in corrispondenza dei tre valori di portata analizzati .....	100
Tabella 5.1 Valore dei principali fattore geometrici in funzione dell'angolo $\beta_2$ ipotizzato .....	127
Tabella 5.2 Valori geometrici ottenuti seguendo il procedimento indicato da Stepanoff .....	128
Tabella 5.3 Triangolo di velocità all'ingresso ottenuto seguendo il procedimento di Stepanoff .....	129
Tabella 5.4 Triangolo di velocità all'uscita ottenuto seguendo il procedimento di Stepanoff .....	129
Tabella 5.5 Valori geometrici ottenuti seguendo il procedimento indicato da Baljé .....	131
Tabella 5.6 Confronto tra i risultati ottenuti con i due metodi studiati .....	132
Tabella A.1.1 Proprietà fisiche dello slurry utilizzato durante gli esperimenti ..	151



## Sommario

Molte delle pratiche ambientali adottate dagli stati impongono una politica di smaltimento dei rifiuti che non preveda l'utilizzo di discariche, richiedendo che tutti gli scarti prodotti vengano trattati in maniera responsabile. La necessità di avere un controllo sulle operazioni di smaltimento dipende dall'attività regolatoria del sito, nonostante ciò si può affermare che il successo risiede nella capacità di evitare i rischi tramite un attento processo di verifica grazie a cui l'esposizione ai danni risulta essere minimizzata. Nell'industria petrolifera ciò significa operare un adeguato trattamento dei rifiuti generati durante le operazioni di perforazione, tra cui detriti di roccia, fluidi da perforazione in eccesso, acque contaminate, acque di produzione o sabbia. In passato per tutti i siti di perforazione esistenti si utilizzavano dei serbatoi temporanei che dessero la possibilità di contenere i rifiuti fino al loro invio negli appositi siti di stoccaggio. Spesso tali siti possono però essere collocati a diversi chilometri di distanza dall'area in cui sono stati generati, dunque il loro trasporto comporta sia responsabilità da parte delle compagnie coinvolte sia rischi dal punto di vista ambientale. Il processo di Cuttings Re-Injection consiste nella re-iniezione dei rifiuti generati sotto forma di uno slurry nel sottosuolo, di conseguenza può dare la possibilità di smaltire questi ultimi direttamente in sito, riducendo notevolmente i costi associati al trasporto dei rifiuti, oltre a minimizzare i rischi ad esso correlati. È qui dimostrata la validità di un processo di re-iniezione, il quale permette di evitare l'implementazione di altre tecnologie di trattamento degli scarti che potrebbero risultare sofisticate e costose. È possibile accertarsi della validità del processo grazie ad uno studio del problema utilizzando appositi software che garantiscano che lo slurry iniettato nel sottosuolo non contamina nessun acquifero o giacimento esistente e allo stesso tempo grazie ad un controllo sullo svolgimento delle operazioni tramite un continuo monitoraggio dei parametri del processo. Inoltre negli anni sono stati fatti molti progressi sulla progettazione di pompe centrifughe da slurry, utilizzate per elaborare fluidi ad alta viscosità. È stato dimostrato che esse sono in grado di pompare materiali ad alta viscosità proprio come lo slurry prodotto in un sito di Cuttings Re-Injection, dunque ne è qui discusso l'utilizzo. Determinandone la prevalenza e l'efficienza e garantendone una progettazione attenta abbinata ad uno studio delle proprietà reologiche dello slurry è possibile ottenere una macchina in grado di fornire un flusso continuo, evitando la pulsazione tipica di pompe volumetriche.

Parole Chiave: Cuttings Re-Injection, slurry, propagazione di fratture, progettazione, pompa centrifuga.



# Abstract

Many regulatory agencies are demanding zero-discharge policies, requiring all generated wastes to be disposed of in a responsible way. The differences in environmental legislation from one place to another introduce variances in assurance control needs but anyway success rests on the ability to manage risk via a control process in which exposure to risk is minimized. In the oil and gas industry this requires adequate management of wastes generated during drilling operations, including cuttings, excess drilling fluid, contaminated rainwater, produced water, and produced sand. Old practices for every field involve temporary box storage and hauling waste products to a final disposal site. Often, these sites are several kilometers away from the generation source, creating not only liabilities for the operating company but also environmental risks. The Cuttings Re- Injection technology consists in the re-injection of the wastes generated as a slurry in the formation, as a consequence it would give the possibility to dispose the wastes in the same field and it would considerably minimize transportation costs and the associated health, safety and environmental risks. It is possible to prove the efficiency of the technology with a study of the problem using a Software that guarantees that the slurry will not contaminate aquifers or other reservoirs and at the same time thanks to a total control on the operations with a continue monitoring of the parameters of the process. Successful implementation of the waste injection approach would eliminate sophisticated and costly treatment of cuttings and liquid waste. Significant advances have been made in the design of centrifugal slurry pumps that are used for pumping very viscous fluids. In this work it is demonstrated that centrifugal pumps are able to pump high viscous material as the slurry produced in a site of Cuttings Re-Injection, so the suitability and application of multistage centrifugal pumps for drilling waste injection is discussed. Determining the pump head and efficiency and providing a design of the pump related to the fluid pumped thanks to a complete study of its reology is performed to obtain a machine that provides a continuous flow without the pulsation normally associated with using plunger-style pumps.

Key Words: Cuttings Re-Injection, slurry, fracture propagation, design, centrifugal pump.



# Introduzione

Ad oggi la tecnologia di Cuttings Re-Injection sta diventando sempre più interessante grazie agli sviluppi tecnologici realizzati negli ultimi anni, di conseguenza molte delle aziende del settore hanno sviluppato progetti di questo tipo nei siti geografici più indicati per le operazioni in questione. L'aumentato interesse da parte dei colossi del mercato petrolifero a questo processo ha portato ad un aumento delle attività di ricerca nel settore in modo da poter garantire una conoscenza più approfondita del problema. In questo contesto si colloca il presente lavoro di tesi, il quale si occupa di definire a fondo il processo di Cuttings Re-Injection, caratterizzandone i principali parametri operativi. Si vuole dimostrare come una progettazione attenta di tutte le fasi del processo possa garantire un'esecuzione che sia in accordo con le normative ambientali vigenti e che possa evitare eventuali danni. Uno degli aspetti più interessanti della tecnologia qui considerata risiede nel tentativo di ripristinare le condizioni di pressione esistenti prima della perforazione e della produzione di idrocarburi in uno specifico sito. Questo è possibile grazie al pompaggio nel sito di estrazione di uno slurry ottenuto dal materiale di scarto e da altri liquidi in una zona in prossimità di un giacimento petrolifero in cui erano presenti gas e prodotti petroliferi, i quali sono stati successivamente sottratti tramite un processo produttivo. Nel primo capitolo viene affrontata una panoramica della tecnologia in esame, elencandone brevemente gli sviluppi passati, lo stato dell'arte ed il suo impiego attuale. In modo particolare sono esposti i risultati ottenuti negli anni passati da studi sperimentali ed analitici condotti sulla base di siti di re-iniezione del tipo analizzato, i quali hanno permesso di definire con precisione le basi teoriche su cui si fondano le ricerche successivamente svolte. Nel secondo capitolo sono esposte le basi della meccanica delle rocce, necessarie per poter caratterizzare a fondo il tipo di roccia presente nel sito analizzato dal punto di vista degli sforzi esistenti nella formazione e della resistenza che essa è in grado di opporre al flusso. Successivamente vengono analizzati a fondo i livelli di pressione a cui essa è sottoposta, dando una definizione matematica di questi valori e quantificandoli per il sito analizzato con l'ausilio dei risultati ottenuti da test pratici effettuati sul luogo. Infine grazie all'utilizzo di appositi software sono presentate le analisi relative alla conformazione delle fratture provocate nel sottosuolo. In funzione degli studi qui condotti viene perciò definito il livello di pressione richiesto dalla formazione per poter operare un processo di smaltimento dello slurry in profondità. Inoltre si ottiene uno schema della distribuzione spaziale del composto nella zona circostante il pozzo il quale assicura che quest'ultimo non vada a contaminare aree circostanti. Nel capitolo seguente si affronta uno studio completo delle proprietà fisiche dello slurry utilizzato e delle possibili

problematiche che nascono dal suo utilizzo. Oltre a definirne i principali parametri operativi, si considerano le leggi reologiche in grado di caratterizzarne il comportamento, per poi quantificare i valori numerici che descrivono completamente tali relazioni. Particolare attenzione è qui dedicata alla definizione della viscosità del composto, essendo la proprietà più difficile da caratterizzare e allo stesso tempo la più importante. Nel tentativo di stabilirne un valore realistico sono qui affrontati diversi approcci di tipo empirico/sperimentale o analitico che siano in grado di portare alla definizione di un modello per lo slurry. Nel quarto capitolo è presentata un'analisi del flusso attraverso i condotti che collegano il punto di iniezione in profondità fino alla pompa centrifuga, in questa sezione viene stabilito il valore minimo di velocità a cui operare al fine di evitare il rischio di deposito dei solidi sul fondo e successivamente vengono studiate le perdite di carico esistenti lungo il condotto. Esse risulteranno di fondamentale importanza per poter definire il valore di pressione che la macchina dovrà essere in grado di fornire. Infine nell'ultimo capitolo viene affrontato un dimensionamento completo della pompa utilizzata dall'impianto. Dopo una descrizione generale dei principi di funzionamento di una macchina centrifuga e delle considerazioni alla base della scelta del tipo di macchina, se ne definiscono le principali grandezze geometriche, operando un dimensionamento fondato su due metodologie proposte da diversi autori. Successivamente si quantifica il decadimento delle prestazioni dovute all'utilizzo di un fluido particolare quale è lo slurry e si definiscono le pale della macchina in termini di profilo geometrico e di spessore. Nella parte finale si considera brevemente l'effetto di cavitazione e successivamente quello di slip factor, in funzione del quale si opera una correzione alla geometria delle pale. In ultima analisi si presenta una descrizione dei fenomeni di usura a cui la macchina è sottoposta a causa dell'utilizzo di un composto come lo slurry, che contiene particelle solide al suo interno.



# Capitolo 1 Cuttings Re-Injection

Grazie ai suoi costi limitati e alla compatibilità del processo con le norme ambientali sempre più stringenti, la tecnologia di iniezione dei rifiuti prodotti dall'industria petrolifera si è affermata sempre di più negli ultimi anni. In passato si era soliti disporre di compartimenti temporanei per lo stoccaggio dei rifiuti fino al loro trasporto in appositi siti dedicati. Al giorno d'oggi molti governi hanno ormai adottato una politica ambientale per la quale l'intera quantità di rifiuti prodotti deve essere totalmente smaltita, eliminando così il concetto di discarica. Il loro trasporto può prevedere ingenti rischi ambientali a causa di possibili emissioni gassose ed eventuali rovesciamenti accidentali di fluidi, oltre a comportare costi operativi non indifferenti. In alcuni siti inoltre le basse temperature caratteristiche del luogo determinano il rischio di ghiaccio e di conseguenza riducono la possibile gamma di processi attuabili a causa del fatto che limiterebbero la fattibilità di alcuni di essi a finestre temporali molto limitate. I governi hanno l'interesse di affidarsi ad una tecnologia di smaltimento dei rifiuti che permetta di minimizzare costi e rischi, dunque il processo di Cuttings Re-Injection ha il grande vantaggio di dare la possibilità di smaltire i rifiuti prodotti direttamente sul posto ed è particolarmente interessante per alcuni siti geografici in cui le condizioni ambientali, la logistica e la regolamentazione locale si prestano bene a questa tecnologia. Nello specifico si tratta di una tecnica interessante per le aree remote come alcuni siti collocati a centinaia di chilometri dalla prima città oppure offshore che richiederebbero il trasporto dei rifiuti per lunghe distanze o infine per altre zone geografiche particolarmente sensibili dal punto di vista ambientale dove l'interesse a proteggere l'area è particolarmente sentito. Le tecniche di smaltimento riguardano una grande quantità di prodotti come detriti rocciosi, fluidi in eccesso prodotti dalla perforazione dei pozzi, acque piovane contaminate, acque di produzione o sabbia. Il costo totale delle operazioni può variare dalle centinaia di migliaia di dollari fino a raggiungere qualche milione, a seconda delle dimensioni dell'impianto e delle quantità da iniettare.

## 1.1 Il processo

La tecnologia qui analizzata consiste in un processo di smaltimento dei rifiuti rocciosi prodotti durante la perforazione dei pozzi petroliferi, i detriti così ricavati, detti cuttings, sono intrisi del fango di perforazione che viene utilizzato

durante le operazioni, di conseguenza va dedicata una particolare attenzione al loro smaltimento. Uno dei principali compiti del fango è quello di sollevare i detriti di roccia fino in superficie grazie ad una circolazione continua dello stesso, al fine di mantenere il foro sempre pulito e consentire il proseguimento delle operazioni. Oltre a questo compito il fango viene impiegato anche per lubrificare e raffreddare lo scalpello, per ridurre eventuali danni nella formazione, per mantenere i cuttings in sospensione anche quando la circolazione viene interrotta, per garantire la pulizia del foro e per molti altri motivi. È possibile utilizzare diversi tipi di fango, tra cui si ricordano fanghi a base acqua e a base olio, le percentuali dei componenti presenti in essi sono diverse e nonostante nel secondo caso si otterrà un fluido in grado di sollevare ottimamente i cuttings dal sottosuolo, con il suo utilizzo in particolare sarà necessario considerare la presenza di sostanze che potrebbero risultare dannose se abbandonate in superficie. Nel tempo è stato dunque necessario implementare una metodologia di smaltimento di questi rifiuti compatibile con l'ambiente ed economicamente vantaggiosa. Il processo di re-iniezione prevede dunque il recupero dei detriti intrisi di fango dal sottosuolo e la pulizia degli stessi tramite un'iniziale separazione della fase liquida da quella solida, successivamente i cuttings vengono triturati fino a ridurli a dimensioni accettabili per poter essere iniettati e ad essi viene aggiunta dell'acqua per rendere lo slurry così prodotto iniettabile con una pompa. L'iniezione consiste poi nel provocare delle fratture nella roccia ad alte profondità garantendo delle pressioni sufficientemente alte da consentire allo slurry di essere stoccato nella formazione. Il sito utilizzato per questo tipo di processo può essere un pozzo precedentemente utilizzato per il recupero di idrocarburi e abbandonato al termine del processo di produzione, in questo modo si iniettano nuovamente dei quantitativi di materiale in prossimità della zona dove ne era stato prelevato dell'altro in precedenza. In alcuni casi il processo di iniezione avviene parallelamente a quello di produzione, occupandosi di iniettare lo slurry attraverso l'annulus, ossia la sezione circolare esistente tra il casing ed il tubing interno, mentre attraverso il tubing stesso avviene il processo di produzione. Infine è possibile effettuare il processo in un pozzo dedicato, ossia appositamente creato per questo tipo di operazione in una formazione che sia favorevole ad accogliere i quantitativi di slurry richiesti. Le tre alternative qui presentate sono visibili in Figura 1.1.

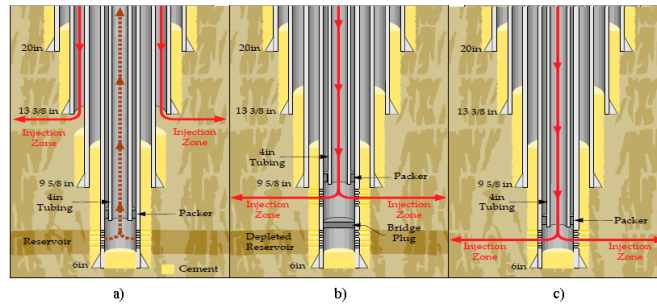


Figura 1.1 Rappresentazione schematica dei processi di iniezione a) attraverso l'annulus di un pozzo produttivo, b) attraverso il casing di un pozzo abbandonato o c) il tubing di un pozzo dedicato

Alla base della corretta progettazione di un sito di Cuttings Re-Injection è necessaria una valutazione generale di tutti i possibili rischi. Lo studio della formazione viene effettuato grazie al prelevamento di carote di roccia, grazie alla conoscenza approfondita del sito in esame o infine grazie ai dati resi disponibili da eventuali processi di produzione operati in precedenza nella stessa area geografica. Una simulazione delle fratture idrauliche viene effettuata per poter testare il contenimento che la formazione è in grado di garantire. La fattibilità dell'iniezione viene così garantita, definendone gli intervalli nel tempo. La tecnica generalmente utilizzata prevede multiple iniezioni intervallate da periodi di interruzione nei quali le fratture hanno la possibilità di richiudersi su sé stesse e il composto può procedere all'interno della formazione, creando così un complesso di fratture che avanzano in più direzioni. In questo modo se ne predilige la creazione di nuove a partire da quelle preesistenti, il volume di contenimento del sottosuolo viene massimizzato e si riducono le probabilità di procedere con le fratture lungo una zona non prevista. Ulteriori test di laboratorio vengono effettuati sullo slurry da iniettare, in modo da raggiungere l'ottimo livello di viscosizzante da aggiungere e quantificare il massimo tempo di residenza in condizioni statiche sopportabile dallo slurry. Infine un monitoraggio continuo della pressione durante le operazioni di iniezione garantisce un profondo controllo del processo, investigando in tempo reale le motivazioni alla base di ogni possibile anomalia nel valore di pressione registrato.

### 1.1.1 Case study

Nel presente lavoro verrà affrontata la progettazione completa di un sito di Cuttings Re-Injection, a partire dalla previsione della geometria delle fratture nel sottosuolo fino al design della macchina centrifuga utilizzata nell'impianto. Il

progetto prevede l'iniezione di un quantitativo totale di 100000 barili di slurry ad una portata di 4,5 barili al minuto in un'area geografica situata offshore. La durata totale delle operazioni consisterà approssimativamente in un mese a causa dei tempi richiesti per la preparazione del sito, dello slurry ed infine per l'effettivo processo di smaltimento. La profondità a cui si prevede di iniettare il composto è di 3052 metri, a cui si aggiungono per precauzione altri 100 metri di condotto fino al collegamento con la pompa centrifuga utilizzata, per poter tenere conto di eventuali difficoltà logistiche che ne comporterebbero un posizionamento distante dalla bocca del pozzo. Si tratta di una precauzione che permette di evitare un eventuale sottodimensionamento, ma in generale si è soliti installare la macchina direttamente a bocca pozzo. Il sito scelto per l'esecuzione di tali operazioni è collocato in una zona geografica appartenente al continente Africano, per la quale non è possibile fornire ulteriori informazioni per motivi di riservatezza. La scelta della collocazione geografica del luogo si basa sul fatto che la formazione rocciosa presente nel sottosuolo risulta particolarmente favorevole all'accoglimento di fluidi di scarto, di conseguenza è adatta a questo tipo di processo. Infine un ulteriore aspetto a favore della scelta effettuata è dato dal fatto che nelle strette vicinanze del punto di iniezione non si hanno giacimenti petroliferi o acquiferi da preservare, dunque si possono escludere rischi di contaminazione.

### **1.1.2 Storia del processo di Cuttings Re-Injection**

La tecnologia è stata affrontata per la prima volta nel 1988, a partire dagli anni novanta il processo di Cuttings Re-Injection ha iniziato poi ad essere applicato sempre di più grazie al fatto che si proponeva come una nuova tecnologia in grado di garantire i vantaggi economici ed ambientali già discussi. Nel 1993 è stato creato il primo sito di iniezione sotto il livello del mare, dodici compagnie hanno collaborato alla definizione della fattibilità del processo, effettuando più prove con slurry diversi in grado di simulare le caratteristiche del composto che sarebbe stato iniettato nel sito. Nel 1997 i cuttings provenienti da 12 pozzi sono stati iniettati in nove pozzi dedicati servendosi di un complesso sistema di collegamento tra le parti dell'impianto costruito. Al giorno d'oggi è impiegato in molti siti come il Mare del Nord, l'Alaska, il Texas, alcune regioni dell'Africa, dell'America del Nord, della Cina e in molti altri siti che si prestano bene a questa tecnologia. La tecnologia è stata implementata in maniera soddisfacente anche in condizioni critiche come nel Mar del Caspio nel 2006, nonostante le grosse difficoltà dovute alla tipologia di formazione rocciosa esistente, la quale è risultata particolarmente complessa. Essa era sottoposta a continui cambiamenti nello stato tensoriale durante il processo dunque ha richiesto un continuo monitoraggio della pressione di esercizio. Nel sito sono stati sfruttati

tre pozzi di iniezione, la fratturazione ottenuta è risultata maggiore di quella inizialmente prevista e di conseguenza è stata evidenziata la grande attività tettonica della zona, era perciò necessario installare dei manometri per monitorare maggiormente la pressione, tenendo contemporaneamente sotto controllo anche la temperatura. Un altro sito in cui è stato realizzato un processo di questo tipo nonostante e criticità è l'isola di Sachalin in Russia, dove durante le operazioni è stato impiegato un monitoraggio continuo della pressione che ha permesso di evitare il rischio di incidenti. Grazie ai progressi raggiunti dagli anni ottanta fino ad oggi i volumi iniettati sono passati da qualche migliaio di barili fino a raggiungere anche 20 milioni di barili nel 2008.

Le profondità raggiunte si assestano in molti casi intorno a 2500 ft ma in molti siti superano anche i 10000 ft, le portate iniettate sono generalmente comprese tra i 4 e i 5 barili al minuto ed infine le pressioni imposte solitamente variano tra 0,5 e 0,7 psi per ogni piede di profondità. La tipologia di roccia esistente nel sito scelto per il processo di iniezione dovrà ovviamente rispettare alcune caratteristiche generali, come una permeabilità sufficiente a consentire il passaggio dei fluidi permettendo ai solidi di raggiungere le punte delle fratture createsi e non provocando deviazioni significative della maglia di fratture createsi. D'altra parte la sua permeabilità non dovrà essere eccessiva per non rischiare che la parte liquida dello slurry incontri una facilità di attraversamento tale da lasciare indietro la frazione solida avanzando nella formazione. La roccia ideale per il processo consiste dunque in sabbia e roccia scistosa, in tal modo essa sarà in grado di accogliere i fluidi grazie alla sua alta porosità bloccandone però allo stesso tempo il passaggio negli strati a bassa permeabilità, in modo da contenerne le fuoriuscite.

### **1.1.3 Monitoraggio del processo**

Come è già stato introdotto nel paragrafo precedente, un monitoraggio attento delle quantità che caratterizzano il processo durante il suo eseguitamento è la chiave per poter garantire che le operazioni si svolgano senza rischi. Nonostante al giorno d'oggi il processo di iniezione proceda nella maggior parte dei casi senza disguidi, in casi particolari si possono verificare degli incidenti in grado di recare seri problemi all'ambiente circostante. Le conseguenti battaglie legali e la possibilità di ritiro di licenza alle compagnie responsabili hanno determinato una grande attenzione dedicata da parte delle imprese alle strumentazioni in grado di prevenire eventi di questo tipo. Un sistema di monitoraggio in grado di valutare tutte le vulnerabilità del processo permette di identificare le possibili problematiche in sede di operazione, i rischi e le probabili conseguenze garantendo così le basi per un sistema sicuro ed economicamente fattibile. Una

profonda conoscenza della geomeccanica del suolo è necessariamente la base per una buona efficienza del sistema di monitoraggio, il quale solo in questo modo può garantire una modellizzazione affidabile delle fratture nel sottosuolo. Ovviamente l'accuratezza delle misurazioni effettuate incide sull'attendibilità dei test effettuati, così come l'attività sismica del territorio o le variazioni delle proprietà della formazione nello spazio. Tutte le informazioni ricavate all'inizio delle operazioni di iniezione risultano utilizzabili solo in fase preliminare, dopo il completamento del pozzo o per ristretti periodi successivi, inoltre alcune delle tecniche utilizzate falliscono in presenza di fratture con un andamento particolarmente tortuoso. Oltre ad un'analisi iniziale del comportamento della formazione e della geometria delle fratture, è bene dunque proseguire con un processo di monitoraggio durante tutta la vita utile dell'impianto in quanto l'esperienza insegna che anche il modello più accurato sviluppato in sede di progetto richiede una validazione durante il funzionamento del sistema. Tra le principali tecniche utilizzate si ricordano traccianti radioattivi, rilevamenti di temperatura, test di impedimento idraulico, misuratori di inclinazione ed infine misurazioni sismiche. I primi, inseriti in piccola quantità all'interno dello slurry, possono dare un'idea della geometria delle fratture nel sottosuolo, si tratta di una tecnica non particolarmente utilizzata, soprattutto se la frattura risulta molto estesa in direzione orizzontale. Le misurazioni di temperatura consistono nell'individuazione delle zone in cui essa risulta inferiore infatti, essendo lo slurry iniettato ad un livello termico nettamente inferiore rispetto a quello in profondità, le zone in cui esso si deposita saranno caratterizzate in un primo tempo da un valore di temperatura inferiore. Così come l'uso di traccianti radioattivi, è in generale poco utilizzato in quanto è in grado di fornire solo un'analisi approssimativa della geometria delle fratture. I test di impedimento idraulico consistono nell'invio di un impulso di pressione analizzandone la risposta in termini di onde in superficie prima e dopo il processo di iniezione, in modo da confrontare i diversi risultati e dedurre la presenza di fratture. Gli inclinometri sono degli strumenti in grado di misurare l'inclinazione delle fratture comprendendo di conseguenza la loro geometria nel sottosuolo, essi garantiscono una grande precisione se utilizzati sia in superficie sia in profondità ma in generale hanno il limite di non riuscire a stabilire con precisione la geometria se le fratture avanzano a profondità molto elevate, a meno di disporre di più strumenti nel sottosuolo e non solo in superficie. Un gruppo così numeroso di strumenti comporta un consistente aggravio economico, fino a raggiungere i 130000 dollari, esclusi costi di installazione e gestione ed interpretazione dei dati ricavati. Il monitoraggio dei microsismi infine garantisce un'ottima mappatura delle fratture nel sottosuolo, garantendo una previsione affidabile del loro andamento. Nonostante non permetta di distinguere chiaramente le fratture di piccole dimensioni da quelle maggiori, questa tecnica consente di riconoscere anche le geometrie più complesse, grazie al suo utilizzo in parallelo con degli inclinometri. In conclusione i misuratori di inclinazione e

di microsismi sono le migliori tecniche disponibili ma anche le più costose, quindi possono essere usate solo su larga scala ed in un campo ristretto di siti. Infine per controllare eventuali problemi si opera un monitoraggio continuo della portata iniettata, della sua velocità, della viscosità dello slurry, del contenuto di solidi, della grandezza delle sue particelle e soprattutto dei livelli di pressione a testa pozzo oppure esistenti nel sottosuolo al procedere delle operazioni, così facendo è possibile ricavare dei grafici che ne riportino l'andamento in funzione del tempo. In essi si riconosceranno tre principali zone in grado di fornire delle indicazioni sul comportamento della formazione in profondità: un'iniziale incremento della pressione come risposta all'aumento dei fluidi presenti nel sottosuolo, un periodo di smaltimento dei rifiuti in cui essa ha un declino stabilendo l'esistenza di un complesso sistema di fratturazione ed infine un eventuale raggiungimento della capacità residua della frattura se si osservasse un'ulteriore crescita della pressione. Le osservazioni appena riportate sono visibili in Figura 1.2, dove è rappresentato un tipico andamento della pressione in funzione del tempo durante un intervallo di iniezione.

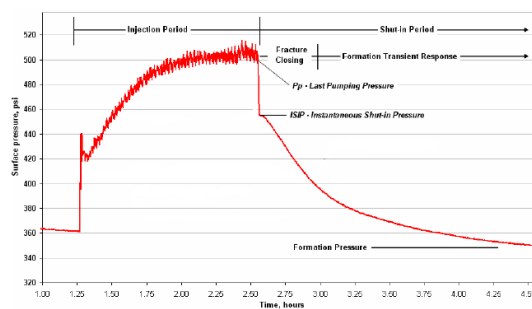


Figura 1.2 Andamento della pressione misurata in superficie in funzione del tempo durante un intervallo di iniezione

#### 1.1.4 Strumentazione utilizzata

In superficie sono disposti tutti i sistemi in grado di preparare ed iniettare lo slurry, la Figura 1.3 ne riporta uno schema impiantistico. I cuttings dopo essere stati prelevati dal pozzo di perforazione vengono generalmente separati tramite uno shaker dal fango di cui sono intrisi per dare la possibilità di utilizzare nuovamente quest'ultimo per altre operazioni di perforazione, aggiungendovi ulteriori additivi che garantiscano di avere le proprietà ottimali. Nel caso in cui sia giudicato non riutilizzabile e dunque materiale di scarto, è possibile iniettare anche il fango nel sottosuolo insieme ai cuttings tritati. È necessario un sistema di stoccaggio temporaneo poiché nel caso in cui le operazioni di

produzione e di iniezione dei rifiuti avvengano in parallelo, i due processi potrebbero richiedere tempi molto diversi. I detriti vengono dunque inseriti in appositi contenitori da 50 barili l'uno da cui vengono inviati al sistema di triturazione che consiste in apposite macchine dotate di impeller in grado di ridurre le dimensioni fino all'ordine delle poche centinaia di micrometri. Una griglia con maglie della giusta grandezza garantisce poi che eventuali frammenti di dimensioni maggiori non proseguano nell'impianto. In generale la dimensione massima in grado di superare la griglia è di 420  $\mu\text{m}$  ma la maggior parte dei detriti così prodotti in realtà non supera i 300  $\mu\text{m}$  di diametro, di conseguenza è possibile fare riferimento a questa dimensione come indicazione generale. Un macinatore riduce le particelle che non superano la griglia perché eccessivamente grossolane. Successivamente la parte solida viene inviata al componente che si occupa dell'aggiunta dei liquidi, il sistema di trasporto utilizzato può essere di vario tipo: può semplicemente sfruttare la gravità, in tal caso si tratta del metodo meno costoso ma non sempre possibile siccome richiede ampi spazi in superficie, in alternativa si possono sfruttare delle coclee, anche in questo caso si tratta di un sistema poco costoso ma fortemente influenzato dalla presenza di solidi, dalle distanze da percorrere e dallo svantaggio di sottoporre i cuttings all'atmosfera. In alternativa è possibile sfruttare un trasporto pneumatico che permette di separare totalmente il sistema di produzione da quello di re-iniezione, garantisce un maggiore controllo sulle proprietà dei solidi e può sfruttare semplicemente aria in pressione per funzionare, per ultimo è possibile impiegare un sistema di trasporto in vuoto che sfrutta appositi canali, si tratta di un'alternativa molto più costosa delle precedenti e dunque giustificabile solo per impianti di grandi dimensioni. Ai cuttings così trasportati viene aggiunto un quantitativo di acqua o di altri liquidi di scarto tale da portare lo slurry ad una concentrazione volumetrica di solidi che non superi il 20%, in questo modo risulterà iniettabile. Lo slurry viene successivamente inviato ad un serbatoio di stoccaggio temporaneo dove rimane fino ad essere iniettato nel sottosuolo, in questa fase si sfrutta un agitatore che garantisca la sospensione dei solidi nella fase liquida in modo da controllare i parametri qualitativi dello slurry evitando la formazione di legami al suo interno che comporterebbero la formazione di un gel. Infine una pompa volumetrica o centrifuga, progettata in modo da essere in grado di elaborare uno slurry, si occuperà della sua iniezione in profondità. Oltre a tutti gli elementi meccanici appena citati, è necessario disporre del sistema di monitoraggio di cui si è parlato precedentemente, il quale dovrà essere fornito di un software in grado di acquisire elaborare e diagrammare le informazioni ricevute dalle strumentazioni impiegate.



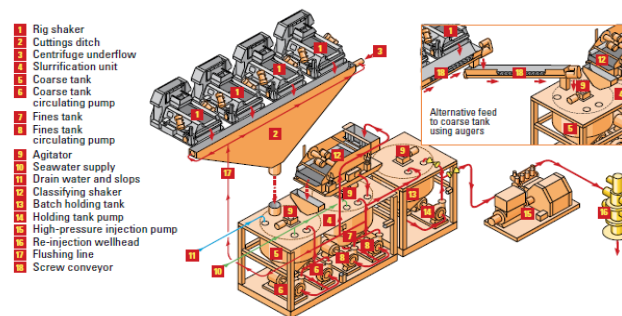


Figura 1.3 Schema di un impianto in superficie di Cuttings Re-Injection

### 1.1.5 Iniezione di acqua

Un aspetto di fondamentale importanza durante le operazioni di Cuttings Re-Injection consiste nell'iniezione di acqua. Ogni intervallo di iniezione consisterà in una quantità che può variare da 150 fino a 450 o più barili di slurry, una pianificazione attenta della procedura prevede di utilizzare acqua di mare dopo ogni intervallo, essa permette infatti di liberare il passaggio che potrebbe essersi ostruito a causa del tempo in cui lo slurry rimane in condizioni statiche tra un'iniezione ed un'altra, tempo in cui si dà modo alla formazione di ristabilire l'equilibrio e alle fratture di richiudersi inglobando i detriti solidi al loro interno. In generale si modifica il funzionamento del sistema chiudendo l'apporto di solidi ed iniettando solo la fase liquida per un volume che va da due fino a quattro volte la capacità totale del tubing, successivamente si chiude la valvola a testa pozzo e lo si lascia in pressione per un certo intervallo di tempo dando tempo alle condizioni di equilibrio di ristabilirsi. Il tempo richiesto perché la pressione decresca nuovamente dopo la chiusura dipende fortemente dalle caratteristiche dello slurry utilizzato, esso sarà maggiore all'aumentare del contenuto di solidi e della sua viscosità. Il comportamento della formazione in questa fase viene osservato con attenzione redigendo dei grafici che riportano l'andamento della pressione nel tempo in quanto sulla base dei risultati ottenuti si decidono gli eventuali cambiamenti da apportare allo slurry negli stadi successivi. Non sempre questo è possibile sia dal punto di vista economico sia dal punto di vista logistico, in molti casi infatti, il solo volume del tubing utilizzato per le operazioni di iniezione supera il volume totale reso disponibile dai serbatoi presenti in superficie, il quale si aggira intorno al centinaio di barili. Di conseguenza per non eccedere nell'impiego degli spazi sul suolo o d'altra parte per non complicare eccessivamente le operazioni di iniezione non è possibile pensare di pulire interamente il foro dopo ogni lotto di iniezione. In ogni caso si prevede un'evacuazione per dislocare almeno in parte lo slurry dal

pozzo accompagnandolo all'interno della formazione e mantenendo una via aperta che non ostacoli le iniezioni successive.

## 1.2 Studi effettuati sul comportamento della formazione

In passato è stata dedicata particolare attenzione alla risposta della roccia all'iniezione di slurry, in modo da poter prevedere in maniera affidabile la geometria delle fratture provocate. A tale scopo molti esperti si sono interrogati sulla questione, effettuando diversi esperimenti pratici, in particolare si vogliono qui ricordare i risultati ottenuti da un complesso esperimento effettuato su larga scala nel 1998 denominato *Mound's Drill Cuttings Injection Field Experiment* e da altri studi condotti negli anni successivi.

### 1.2.1 Modello wagon-wheel

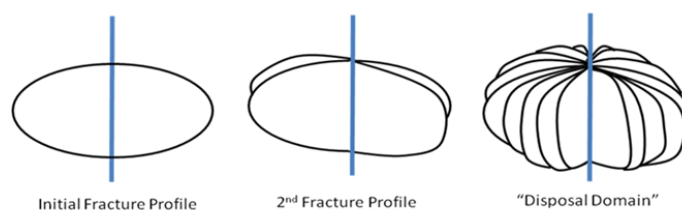


Figura 1.4 Rappresentazione dell'evoluzione delle fratture a partire dal pozzo di re-iniezione secondo il modello wagon-wheel

In passato si era supposto che la geometria delle fratture provocate con l'iniezione di slurry a partire dal pozzo potesse essere descritta da un modello detto wagon-wheel, con una propagazione radiale ed una disposizione a 360°, come riportato in Figura 1.4. In modo particolare era stata considerata la possibilità di ottenere un modello di questo tipo con delle fratture a spessore costante o alternativamente con delle fratture tali da mantenere costante il valore degli sforzi all'aumentare del raggio, uno schema delle due rappresentazioni appena citate è riportato in Figura 1.5.

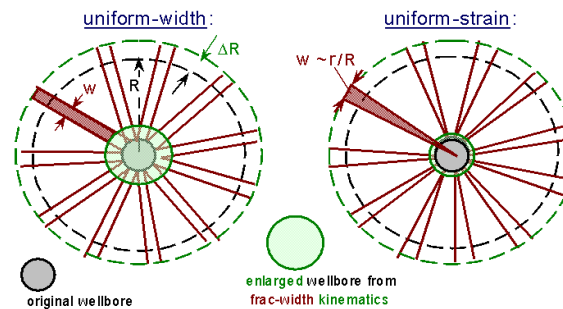


Figura 1.5 Rappresentazione delle fratture nella zona circostante il pozzo secondo il modello wagon-wheel a spessore costante e a sforzi costanti

Il modello wagon-wheel assume che i cuttings possano essere raccolti in un dominio che consiste in fratture approssimativamente radiali che danno origine ad un campo dal volume sferico di capacità  $D_{vol}$  in grado di accogliere il seguente volume di detriti:

$$S_{vol} = 30D_{vol} - C_{si} \frac{(1-\nu^2)}{E} (5\nu + 9) \quad (1.1)$$

Dove  $\nu$  rappresenta il coefficiente di Poisson ed  $E$  il modulo di Young della roccia, i quali verranno spiegati più avanti, i valori  $D_{vol}$  ed  $S_{vol}$  sono espressi in barili ed infine  $C_{si}$  rappresenta lo sforzo di chiusura della frattura ossia il valore di pressione espresso in psi al di sopra del quale si può garantire che la frattura resti aperta. L'equazione qui riportata è stata però messa in discussione in quanto presenta alcune incongruenze come ad esempio il fatto che non compare un termine del tipo  $E/(1-2\nu)$  che è solitamente presente nei problemi di tipo sferico come questo. In realtà tale modello non considera le importanti complicazioni associate alle fratture secondarie come la riattivazione di alcune di esse preesistenti, il cambiamento dei valori di sforzo nel sottosuolo o il conseguente impatto di tali fattori sull'apertura delle fratture e sulla loro propagazione. Negli anni sono stati sviluppati dunque dei modelli matematici atti a valutare l'andamento delle fratture supponendo una loro propagazione secondo lo schema qui riportato, per entrambe le geometrie a ruota è stato evidenziato come le pressioni richieste per poter procedere in direzione radiale sarebbero eccessive e in modo particolare nel modello a sforzo costante risulterebbe inappropriato il minimo spessore della frattura esistente in corrispondenza del pozzo. Grazie agli studi condotti nel tempo si è dunque concluso che il modello qui presentato non può essere giudicato attendibile nella descrizione della geometria delle fratture nel sottosuolo e negli anni seguenti sono stati sviluppati degli esperimenti pratici atti a dimostrarne l'inaffidabilità.

### **1.2.2 Mounds' Drill Cuttings Injection Field Experiments**

Il progetto è stato condotto tra il 1998 e il 1999 a Mounds in Oklahoma e sponsorizzato da aziende come Schlumberger, Shell, BP e molte altre. L'esperimento è stato suddiviso in tre fasi differenti: l'iniziale perforazione del pozzo di iniezione e di due pozzi vicini di osservazione denominati A e B (la Figura A.1.0.1 in allegato ne riporta la collocazione geografica), l'iniezione di slurry parallelamente alla quale sono state previste le fratture provocate ed infine la verifica della loro geometria grazie all'uso di appositi programmi.

La seconda fase consisteva nell'iniezione di slurry a due profondità diverse del sito alle quali sono presenti due differenti tipologie di roccia, la prima denominata Atoka, esistente fino ad una profondità di circa 2300 piedi e costituita da rocce scistose ed infine la seconda, detta Wilcox, costituita principalmente da sabbia consolidata ed esistente a profondità maggiori. Le caratteristiche dello slurry utilizzato sono riportate in Tabella A.1.1 in allegato, le quantità fisiche qui riportate verranno esaurientemente spiegate nel capitolo relativo alle proprietà dello slurry. Il processo ha previsto l'iniezione di slurry per un tempo consecutivo di circa 20 minuti ad intervalli di due ore e con una portata di 4-5 barili al minuto. Le operazioni hanno richiesto un tempo complessivo di tre giorni per ogni zona, per un totale di 17 iniezioni nello strato Wilcox e 20 nell'Atoka.

La terza ed ultima fase dell'esperimento ha previsto l'osservazione dei risultati ottenuti con tutte le strumentazioni a disposizione. Negli ultimi intervalli sono stati aggiunti degli additivi come coloranti, marker molecolari o traccianti radioattivi al fine di aiutare l'identificazione delle fratture createsi, inoltre il test è stato accompagnato da un FMI ossia Formation Micro Imager il quale si basa sul cambiamento di resistività del sito garantendo più immagini ed informazioni sulla geometria e sulla localizzazione delle fratture. A partire dai pozzi di osservazione A e B sono state prelevate delle carote di roccia a diverse profondità dal suolo e distanze dal pozzo di iniezione, la Figura A.1.0.2 in allegato riporta l'andamento della perforazione effettuata a partire da entrambi i punti fino a giungere in prossimità delle fratture. In particolare le carote appartenenti al pozzo di iniezione A e numerate come 1,3 e 4 sono state prelevate dalla zona in cui domina la tipologia di roccia Wilcox mentre la numero 2, è stata ricavata nello strato in cui è presente la roccia Atoka. In aggiunta sono stati impiegati degli inclinometri e dei misuratori di microsismi in modo da poter ottenere una mappatura soddisfacente delle fratture createsi intorno al pozzo, la Figura A.1.0.3 in allegato riporta la distribuzione nello spazio rilevata con entrambe le strumentazioni.

L'esperimento ha permesso di concludere che le fratture provocate in Wilcox sono risultate distribuite in un intervallo angolare di soli 33° che va da 92° fino a

125°, come è possibile osservare in Figura A.1.0.4 in allegato. Le carote 1 e 4 hanno confermato i dati ricavati dalle attività microsismiche, così come la carota numero 3, la quale è stata appositamente posizionata 100 piedi al di sopra del più alto evento microsismico misurato ed infatti non ha evidenziato la presenza di fratture. Alcune di loro sono state idraulicamente indotte ed altre invece sono risultate naturali, solo due di esse hanno riportato la presenza di slurry all'interno. Questa evidenza è dovuta anche al fatto che il fango utilizzato per le operazioni di carotaggio può facilmente lavare via lo slurry presente nelle carote se quest'ultimo non è stato inserito in grande quantità, determinandone l'assenza durante le operazioni di analisi. Le aperture più significative in termini di dimensioni si sono instaurate d'altra parte in un range di valori più ristretto rispetto a quello riportato precedentemente. Anche per lo strato di roccia Atoka l'intervallo di angoli che caratterizza la presenza di fratture è risultato limitato, instaurandosi all'incirca tra 99° e 125° come è possibile vedere in Figura A.1.0.5 in allegato. Anche in questo caso le aperture di dimensioni consistenti appartengono ad un sottointervallo di quello appena riportato. Come è facile notare dai risultati qui riportati, l'esperimento ha confermato che le fratture a partire dal pozzo di iniezione non si distribuiscono lungo tutte le direzioni ma piuttosto in un range limitato di angoli attorno ad esso, confutando il modello a ruota precedentemente proposto. Inoltre l'esperimento ha previsto la simulazione della geometria che avrebbe avuto un'unica frattura se avesse accolto tutto il quantitativo di slurry iniettato e i risultati ottenuti non risulterebbero in accordo con le carote prelevate dal terreno, di conseguenza è stato possibile confermare anche l'esistenza di fratture multiple nel sottosuolo, le quali si diramano dalle precedenti allontanandosi dal punto di iniezione. La pressione è stata continuamente monitorata durante il processo per entrambe le formazioni, i grafici che ne rappresentano l'andamento sono riportati in Figura A.1.0.6 in allegato.

### **1.2.3 Propagazione delle fratture dal pozzo**

Al fine di confermare l'esistenza di una propagazione lungo delle direzioni preferenziali e confutare l'ipotesi del dominio a wagon-wheel, sono stati effettuati studi specifici sulla conformazione delle fratture, analizzando gli sforzi associati ad ogni possibile configurazione.

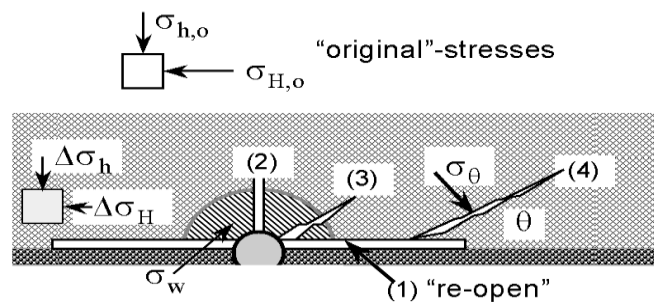


Figura 1.6 Schema rappresentativo delle possibili propagazioni di fratture a partire dal pozzo di iniezione in presenza di un'originale apertura

La presenza di un'unica frattura nello spazio modifica lo stato tensoriale circostante, dunque non è possibile tralasciare questo aspetto nel momento in cui si vogliono analizzare gli sforzi richiesti per ottenere la propagazione di una frattura a partire da una preesistente. Una frattura tridimensionale può essere schematizzata in un piano 2D e gli incrementi nei valori di sforzo determinati dalla sua presenza possono essere diagrammati in funzione della distanza da essa in più direzioni, come riportato nello studio condotto da Ji, Shokanov e Fragachán [7]. L'analisi ha confermato come il cambiamento dello stato di sforzo sia notevole solo in prossimità della frattura ma risulti trascurabile non appena ci si allontana da essa. Sulla base di queste considerazioni è stata analizzata la gamma di possibili fratture che si propagano dal pozzo come è visibile in Figura 1.6 L'analisi condotta da Fragachán, Shokanov e Ovalle [8], ha confrontato i valori di pressione necessari per poter provocare una nuova frattura ortogonale a quella preesistente a partire dal pozzo (2), per riaprire quella già presente (1), per provocarne una nuova obliqua a partire da quest'ultima (4) o infine crearne una nuova in direzione obliqua a partire dal pozzo (3). Lo studio ha affrontato un confronto tra i valori di sforzo richiesti in tutte le situazioni qui elencate stabilendo quale di esse corrisponde al valore minimo di pressione richiesto, la quale rappresenterà ovviamente la configurazione reale. Nel confrontare le pressioni necessarie è fondamentale tenere presente la variazione degli sforzi causata dalla presenza di una frattura e dall'esistenza di un pozzo il quale interferisce con la rappresentazione degli sforzi che sarebbero normalmente presenti nel sottosuolo. Confrontando le espressioni ottenute in tutte le configurazioni proposte è possibile concludere come la riapertura della frattura preesistente o la creazione di una frattura obliqua a partire da essa siano le configurazioni più probabili, in modo particolare la prima di queste richiede il minimo valore di pressione. Anche in questo caso i risultati ottenuti confutano il precedente modello a wagon-wheel e sono dunque in accordo con gli esperimenti condotti a Mounds. In conclusione, grazie a tutti gli studi effettuati è possibile stabilire che le fratture avranno una forma simile a quella riportata in

Figura 1.7, con un'unica apertura dal punto di iniezione, dalla quale si propagano fratture multiple in direzioni oblique rispetto ad essa. Nel tentativo di simulare l'andamento delle stesse nello spazio sarà dunque sufficiente osservare una semi sezione in un piano dove sulle ascisse verrà riportata la direzione orizzontale lungo cui si propagano principalmente le fratture e sulle ordinate la verticale coincidente con l'asse del pozzo di re-iniezione, la parte a specchio rispetto ad esso risulterà approssimativamente simmetrica.

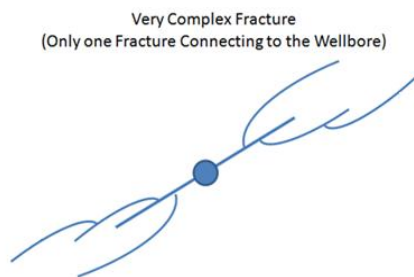


Figura 1.7 Vista dall'altro dello schema di propagazione delle fratture a partire dal pozzo di iniezione

### 1.3 Alternative al processo di Cuttings Re-Injection

In molti casi le operazioni di Cuttings Re-Injection sono preferite rispetto ad altre tecniche ma non si può in generale stabilire una tecnologia in assoluto più conveniente rispetto alle altre, in quanto sono molteplici i fattori che ne influenzano la scelta. Innanzitutto la decisione si basa sulla quantità di materiale da trattare, il processo di Cuttings Re-Injection risulta sempre più attrattivo all'aumentare dei volumi da smaltire a causa dell'alto costo che il loro trasporto comporterebbe. Un secondo fattore riguarda l'attività regolatoria del posto e le restrizioni conseguenti che vengono imposte alle aziende che si occupano di questo smaltimento. Infine la distanza del sito dalla terraferma o la mancanza di infrastrutture in zona possono determinare automaticamente una scelta nei confronti della tecnologia di Cuttings Re-Injection, grazie alla possibilità di trattare i detriti direttamente in sito. In generale esiste una gamma di processi alternativi che si basano sul concetto di recupero dei materiali e non su quello di smaltimento, essi potrebbero essere scelti, dove possibile, in sostituzione alla tecnologia analizzata nel presente lavoro dunque in seguito se ne fornisce una panoramica generale. Inoltre si ricorda l'esistenza di un'alternativa di cui non si danno particolari dettagli nel seguito la quale consiste nello stoccaggio dei detriti in caverne di sale o in miniere di carbone, si tratta di una soluzione

adottata da alcuni stati in passato grazie ai suoi vantaggi economici e ai limitati rischi umani che essa comporta.

### 1.3.1 Processi di Thermal Desorption

Le tecnologie appartenenti a questa categoria consistono in processi termici in cui si fornisce calore dando la possibilità agli idrocarburi volatili di abbandonare l'acqua e la parte solida, il tutto viene effettuato con un monitoraggio continuo della temperatura in modo da assicurarsi che essa non ecceda il valore a cui si avrebbe un frazionamento dell'olio. In seguito i vapori vengono condensati e la parte rimanente viene trattata con un processo di separazione acqua-olio. L'acqua così ricavata viene riutilizzata, l'olio può essere riciclato e utilizzato come combustibile oppure aggiunto al fango di perforazione ed infine gli scarti rocciosi, ormai puliti, possono essere riutilizzati in vario modo. Il grosso vantaggio di questa famiglia di tecnologie è la grande riduzione dei volumi da trattare e la possibilità di riutilizzare la parte rocciosa in vari campi quali la preparazione di asfalti o simili.

Il *Thermal Phase Separation* è un processo che prevede semplicemente il riscaldamento dei detriti in una camera da cui si prelevano la parte solida sul fondo e quella successivamente separata in acqua ed olio dall'alto. La miscela viene trattata in un sistema in cui si ottiene la separazione dei due componenti grazie all'imposizione della temperatura a cui uno di essi evapora mentre il secondo precipita sul fondo.

Il secondo tra i processi qui descritti è il *Rotary Kiln*, si tratta di un cilindro leggermente inclinato in cui vengono inseriti tramite un sistema di coclee i cuttings intrisi di fango, essi vengono portati in temperatura solitamente grazie ad una fiamma situata nella parte esterna, e discendono lentamente lungo la sua estensione riscaldandosi. Il cilindro ruota lentamente accompagnando i cutting verso il basso, nella parte terminale del sistema la fase solida viene trasportata con altre coclee verso il basso mentre quella rimanente viene mandata in una camera di separazione acqua-olio dove si raccolgono i due componenti separatamente.

Infine la tecnologia *Hammermill* è una delle più diffuse essendo impiegata in siti sia onshore sia offshore grazie alla sua compattezza e praticità. In essa i rifiuti di perforazione vengono inviati tramite sistemi di trasporto e pompe idrauliche ad un sistema detto *Thermomechanical Cuttings Cleaner* (TCC), nel quale la separazione avviene grazie all'attrito provocato dal movimento meccanico della parte rotorica in esso presente e non più grazie all'ignizione come nelle tecnologie precedenti. Il TCC è infatti costituito da una cassa statorica e da una



serie di martelletti che ruotano grazie all'alimentazione di un motore elettrico ed impattano sulle parti solide, l'energia cinetica così convertita consente di raggiungere il livello termico necessario per far evaporare l'olio e l'acqua dai rifiuti solidi di perforazione. A valle di questo componente i solidi rigenerati vengono trasportati con delle coclee mentre la fase vapore viene inviata ad una serie di camere in cui passa attraverso dei cicloni, al fine di recuperare eventuali residui solidi rimasti e successivamente attraverso delle camere di separazione acqua-olio. Il grande vantaggio di questa soluzione è il fatto che elimina i problemi connessi con il riscaldamento diretto dei rifiuti, non richiedendo ampie aree di scambio e soprattutto sistemi di alimentazione che potrebbero risultare poco pratici in siti offshore. L'unità può essere utilizzata anche in siti remoti ed installata in sostituzione ai sistemi di stoccaggio e trasporto dei cuttings fino alla terra ferma. Ovviamente è bene ricordare che, nonostante si tratti di una tecnologia molto interessante considerando che dà la possibilità di trattare i detriti direttamente in sito, potrebbe non essere la scelta più opportuna soprattutto se i volumi da trattare sono molto ampi.

### **1.3.2 Trattamento con anidride carbonica**

Negli ultimi tempi l'interesse verso una nuova tecnologia di depurazione dei rifiuti da industria petrolifera è aumentato fortemente, al giorno d'oggi sono in corso diversi progetti basati su un processo di trattamento con anidride carbonica. Esso prevede l'impiego di una sostanza che funge da solvente a pressione e temperatura superiori a quelle che ne individuano il punto critico, a differenza delle tecnologie precedentemente presentate perciò non si basa sull'incremento di temperatura nella camera in cui sono presenti i rifiuti. Il grande vantaggio derivante dal fatto che si opera con un solvente in condizioni supercritiche è che esso presenta delle caratteristiche tipiche della fase liquida e allo stesso tempo di quella gassosa, esso avrà la bassa viscosità e l'alta diffusività tipiche di quest'ultima e allo stesso tempo l'elevata densità di quella liquida. L'anidride carbonica è stata preferita ad altre tipologie di solvente come l'acqua, il propano o il butano grazie ai suoi bassi costi, alla sua alta disponibilità, al fatto che non rilascia residui dannosi, non è tossica né infiammabile ed infine grazie al fatto che presenta un punto critico facilmente raggiungibile (7.4 MPa e 304.1 K). Il processo consiste nell'inserimento dei rifiuti da trattare in un vessel, nel quale viene successivamente aggiunta l'anidride carbonica in condizioni supercritiche, dopo un certo intervallo di tempo viene aperta una valvola di sfogo da cui fuoriesce il solvente arricchito degli idrocarburi. Espandendo questo composto e portandolo fino a pressione ambiente si otterrà una separazione degli idrocarburi estratti che non risulteranno più solubili nell'anidride carbonica. Al termine del processo gli

idrocarburi precipitati vengono raccolti ed il vessel riaperto per sottoporre i cuttings ad analisi. In realtà non si tratta di un'idea del tutto nuova ma non è mai stata particolarmente studiata a causa dei grandi investimenti richiesti i quali hanno portato ad abbandonare diversi progetti prima che diventassero operativi a tutti gli effetti. Gli esperimenti recentemente effettuati hanno portato però al raggiungimento di efficienze di rimozione degli idrocarburi fino al 98% dunque si tratta di un'alternativa in fase di studio che potrebbe risultare particolarmente conveniente in futuro, soprattutto se si osserva che i livelli di temperatura e dunque di energia richiesti dal processo sono nettamente inferiori se confrontati con quelli dei processi di Thermal Desorption ed i volumi di installazione risultano particolarmente compatti.

## 1.4 Iniezione di rifiuti solidi urbani: una nuova tecnologia

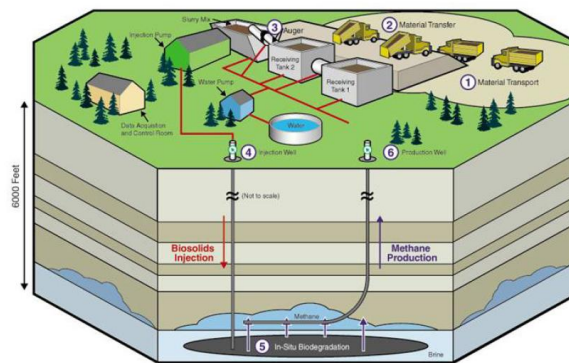


Figura 1.8 Schema di un impianto di iniezione dei rifiuti solidi urbani con produzione di metano

Negli ultimi tempi i grandi progressi effettuati nel campo della Cuttings Re-Injection hanno portato a considerare la possibilità di sfruttare questo tipo di tecnologia anche per l'iniezione dei rifiuti solidi urbani. In molti stati la produzione annuale di rifiuti solidi ha raggiunto livelli molto elevati ed il loro trasporto fino ai siti di stoccaggio o trattamento può essere non indifferente, comportando un grande aggravio di costi. Lo stoccaggio a terra comporta inoltre una serie di problematiche connesse con gli odori prodotti, con le polveri trascinate dal vento o con la dipendenza dalle condizioni ambientali. Inoltre la maggiore sensibilità da parte dei cittadini acquisita negli ultimi tempi in questo campo, l'incremento della produzione dei rifiuti e le restrizioni ambientali hanno portato i governi alla ricerca di tecnologie alternative per il loro trattamento, una

di queste può essere l'iniezione dei rifiuti nel sottosuolo. Si tratta di una tecnica che risulta particolarmente interessante se si considera che rappresenta un trattamento più rapido ed accurato rispetto all'utilizzo di digestori e può ridurre le emissioni ed il traffico associato al trasporto del materiale se collocato in un punto geografico favorevole. Iniettando il materiale ad una profondità di circa 1800 metri in un suolo che sia impermeabile nella parte superiore per evitare eventuali flussi verso l'alto, si escludono possibili rischi legati alla contaminazione delle risorse che vengono prelevate dal suolo e allo stesso tempo il livello di temperatura presente garantisce l'instaurazione di un processo di biodegradazione anaerobica naturale in grado di portare in qualche giorno o mese alla produzione di metano ed anidride carbonica. Quest'ultima risulta dieci volte più solubile del  $\text{CH}_4$  nella formazione dunque si dissolve in essa mentre il metano può essere recuperato e prodotto come si può notare nello schema riportato in Figura 1.8. Un ulteriore grande vantaggio della tecnologia qui analizzata è che, a differenza del trattamento in digestori in superficie, le temperature ed il tipo di ambiente salino presente nel sottosuolo risultano particolarmente ostili per la proliferazione di agenti patogeni. Un impianto di questo tipo è stato proposto a Los Angeles, come indicato in [23], si tratta di un pozzo dimostrativo ad una profondità di 1620 metri, affiancato da un pozzo di osservazione perforato per poter eseguire una continua attività di monitoraggio. Dal punto di vista economico il processo presenta il grande vantaggio di comportare una produzione di metano, il quale è rivendibile, d'altra parte riuscirebbe a diventare economicamente competitivo solo se i costi diminuissero del 25-50% o alternativamente con l'aiuto di incentivi statali. I possibili aspetti negativi della tecnologia come la contaminazione di falde acquifere o la destabilizzazione degli equilibri rocciosi nel sottosuolo verrebbero evitati, esattamente come nel caso dell'iniezione di slurry da cuttings, con un'attenta scelta del tipo di roccia, la quale dovrà essere in grado di sopportare il processo e allo stesso tempo con un'attenta previsione della geometria delle fratture createsi e della localizzazione spaziale dei rifiuti iniettati nel sottosuolo. Si può dunque concludere che l'elaborazione preventiva dei rifiuti solidi urbani con un impianto simile a quello analizzato a fondo nel presente lavoro e la loro iniezione in profondità risulta avere un impatto ambientale nettamente minore rispetto ad altre tecniche in superficie e potrebbe risultare un'alternativa futura molto interessante.



## **Capitolo 2 Studio della formazione rocciosa**

Il punto di partenza per una pianificazione delle operazioni o per una progettazione adeguata di qualsiasi parte meccanica che risiede in un processo di Cuttings Re-Injection è lo studio della formazione presente nel sito dedicato a questa operazione. È necessario conoscere preventivamente a fondo la tipologia di roccia che si trova nel sottosuolo, gli sforzi esistenti nel sito su cui si opera, i possibili movimenti sismici o la presenza di eventuali acquiferi e giacimenti nelle zone circostanti. In questa parte preliminare non è dunque possibile prescindere dall'esecuzione di test che diano informazioni sulla formazione, inoltre l'esperienza dei geologi che nella pratica eseguono degli studi di fattibilità è di fondamentale importanza. Per poter capire a fondo le scelte operative che si basano su questo tipo di dati è quindi necessario conoscere le basi della meccanica delle rocce, che si occupa di definire tutte le proprietà utilizzate per caratterizzare il sito. Successivamente sarà possibile impiegare queste conoscenze per poter definire a pieno le operazioni da eseguire. Nell'organizzazione delle operazioni di Cuttings Re-Injection, un aspetto di primaria importanza è la previsione della localizzazione dei rifiuti iniettati nel sottosuolo. A dipendere dalla conformazione rocciosa, dallo stato tensoriale presente nel sottosuolo e dalla pressione a cui essi vengono iniettati, i cuttings saranno disposti in zone diverse a profondità diverse. È di fondamentale importanza poter definire con precisione l'andamento del loro percorso tra i canali di passaggio resi disponibili dalla roccia. Il loro stoccaggio deve garantire che non ci siano problemi di inquinamento di eventuali acquiferi presenti in zone adiacenti. Inoltre anche la presenza di giacimenti di idrocarburi va attentamente studiata per evitare ogni possibile contaminazione. Infine l'iniezione nel sottosuolo deve essere tale da garantire che lo slurry non risalga a profondità eccessivamente basse, o rischierebbe di contaminare strati poco profondi di terreno. Prima di iniziare a livello pratico con un progetto di questo tipo è perciò assolutamente necessario uno studio approfondito della formazione rocciosa unito ad una previsione dell'andamento dello slurry nel sottosuolo.

### **2.1 Introduzione alla meccanica delle rocce**

Lo studio della meccanica delle rocce si basa sulla definizione delle grandezze fisiche e del comportamento di ogni formazione rocciosa. Così come nell'ambito dei materiali, per poter avere sufficienti informazioni riguardanti una certa tipologia di roccia, è necessario effettuare dei test di laboratorio

andando a verificare la resistenza dei campioni testati ed il comportamento assunto da essi nel tempo.

### 2.1.1 Sforzi e deformazioni della roccia

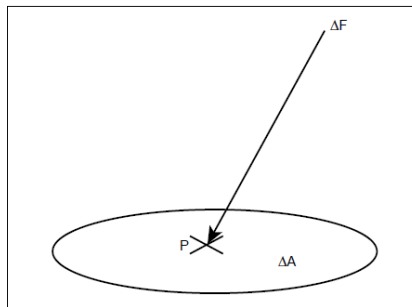


Figura 2.1 Rappresentazione di una superficie orientata su cui insiste una forza  $\Delta F$

Considerando un punto P di un corpo, intorno al quale è rappresentata una superficie orientata di area  $\Delta A$  e sul quale insiste una forza  $\Delta F$  è possibile definire lo sforzo agente sullo stesso come:

$$\sigma = \lim_{\Delta A \rightarrow 0} \left( \frac{\Delta F}{\Delta A} \right) \quad (2.1)$$

La quantità  $\sigma$  è un vettore e rappresenta una forza per unità di superficie. Nella meccanica delle rocce esso è considerato positivo per convenzione se esprime uno stato di sforzo di compressione, in quanto ne sottosuolo gli sforzi presenti sono prevalentemente di questo tipo. Il vettore  $\sigma$  può essere scomposto in due componenti: normale  $\sigma_n$  e tangenziale  $\tau$ . Per descrivere esaurientemente lo stato di sforzo di un corpo è necessario specificare modulo, direzione e verso del vettore qui descritto, identificando anche la direzione della superficie su cui esso agisce.

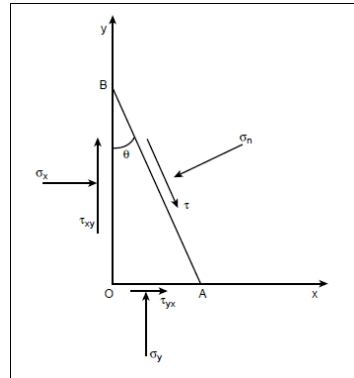


Figura 2.2 Scomposizione lungo le direzioni normali e tangenziali di uno stato di sforzo agente su una superficie descritta dal triangolo ABC

Nella Figura 2.2 è rappresentato lo stato di sforzo agente su una superficie descritta dal triangolo ABC, per il quale si considerano gli sforzi normali e tangenziali lungo le direzioni x e y. Nell'espressione di  $\tau_{xy}$  e  $\tau_{yx}$ , i pedici si riferiscono rispettivamente alla direzione normale alla faccia su cui è applicato lo sforzo e alla direzione lungo cui esso è diretto rispettivamente. Studiando lo stato di sforzo qui descritto è possibile calcolare gli sforzi  $\sigma_n$  e  $\tau$ . Nello specifico tramite un bilancio di forze lungo la direzione n, considerando una profondità L lungo l'asse z normale al piano rappresentato in Figura 2.2, è possibile ricavare l'espressione di  $\sigma_n$ :

$$\sigma_n * (\sqrt{OA^2 + OB^2}) * L = \sigma_x * \cos \theta * \overline{OB} * L + \sigma_y * \sin \theta * \overline{OA} * L + \tau_{yx} * \cos \theta * \overline{OA} * L + \tau_{xy} * \sin \theta * \overline{OB} * L \quad (2.2)$$

Da cui si ricava, tramite alcuni passaggi matematici:

$$\sigma_n = \sigma_x * \cos^2 \theta + \sigma_y * \sin^2 \theta + 2 * \tau_{yx} * \cos \theta \sin \theta \quad (2.3)$$

Allo stesso modo riscrivendo un bilancio di forze lungo la direzione perpendicolare alla precedente si ricava un'espressione per lo sforzo  $\tau$ :

$$\tau = \frac{1}{2} * (\sigma_y - \sigma_x) * \sin 2\theta + \tau_{xy} * \cos 2\theta \quad (2.4)$$

Nelle equazioni appena scritte si è supposto che il valore di  $\tau_{xy}$  fosse uguale a quello di  $\tau_{yx}$ , in quanto scrivendo l'equilibrio del momento si dimostra come sia necessario che questa condizione venga soddisfatta.

Se si rappresenta lo stato di sforzo di un corpo in tre dimensioni, esso sarà descritto da un tensore costituito da nove componenti, delle quali solo sei sono

indipendenti in quanto le restanti tre sono uguali alle altrettante componenti posizionate simmetricamente a queste rispetto alla diagonale del tensore come si può vedere nella sua rappresentazione qui riportata:

$$\begin{bmatrix} \sigma_x & \tau_{yx} & \tau_{zx} \\ \tau_{xy} & \sigma_y & \tau_{zy} \\ \tau_{xz} & \tau_{yz} & \sigma_z \end{bmatrix}$$

Dove per ogni componente non appartenente alla diagonale del tensore è valida:

$$\tau_{ij} = \tau_{ji}.$$

In generale esistono sempre due orientazioni perpendicolari tra loro lungo cui gli sforzi tangenziali sono nulli, in tal caso gli sforzi normali individuati vengono definiti sforzi principali. Nell'esempio in esame per poterne individuare un'espressione analitica è sufficiente imporre che il valore di  $\tau$  nell'equazione sia zero o alternativamente annullare l'espressione della derivata degli sforzi normali rispetto all'orientazione  $\theta$ , in quanto gli sforzi ricercati saranno rispettivamente il valore massimo e quello minimo esistenti nella formazione. Seguendo questo ultimo procedimento si ottiene:

$$\frac{\partial \sigma_n}{\partial \theta} = \sigma_x * 2 * \cos \theta * (-\sin \theta) + 2 * \tau_{xy} * (\cos^2 \theta + (-\sin^2 \theta)) + \sigma_y * 2 * \sin \theta \cos \theta = 0 \quad (2.5)$$

Da cui, con una serie di passaggi matematici:

$$\theta = \frac{1}{2} * \arctan\left(\frac{2 * \tau_{xy}}{\sigma_x - \sigma_y}\right) \quad (2.6)$$

Spesso può risultare molto conveniente rappresentare lo stato di sforzo con un metodo grafico come il cerchio di Mohr, nel quale si evidenziano tutti gli sforzi principali, si tratta di uno schema utile anche per poter definire la rottura. Nel presente lavoro non verrà però utilizzato dunque si preferisce non entrare nel merito della sua rappresentazione. Come conseguenza dell'azione di uno sforzo adeguato, il corpo analizzato risponde alterando la posizione dei punti che lo compongono e deformandosi, se le posizioni finali degli stessi non possono essere ricondotte a quelle iniziali semplicemente tramite un processo di movimento rigido quale traslazione o rotazione si conclude che il corpo ha subito una distorsione e se ne definiscono le seguenti quantità:

- Allungamento  $\varepsilon$ , definito come

$$\varepsilon = \lim_{l \rightarrow 0} \frac{\Delta l}{l}$$

dove  $\Delta l$  rappresenta la differenza tra la lunghezza iniziale del corpo e quella finale



- Deformazione tangenziale  $\gamma$ , definita come  
 $\gamma = \tan \psi$   
 Dove  $\psi$  è la variazione dell'angolazione esistente tra due direzioni che erano perpendicolari prima del processo di deformazione.

### 2.1.2 Definizione e studio dei parametri fisici principali

Le rocce rispondono all'applicazione di sforzi subendo delle deformazioni, le quali sono correlate alle prime tramite un legame matematico su cui si è indagato nel tempo. Il comportamento delle formazioni rocciose non è diverso da quello ben più noto dei materiali metallici i quali sono interessati da un andamento elastico fino ad una certa soglia e successivamente rientrano in un campo plastico. Il comportamento elastico prevede una diretta proporzionalità delle deformazioni rispetto agli sforzi applicati e questo tipo di modello si presta bene a descrivere le formazioni rocciose quando sono sottoposte ad una fratturazione idraulica.

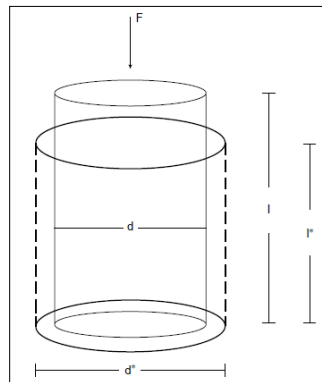


Figura 2.3 Rappresentazione della deformazione longitudinale e trasversale di un provino sottoposto ad uno sforzo di compressione

Consideriamo un provino cilindrico di lunghezza iniziale  $l$  e diametro iniziale  $d$ , esso viene sottoposto ad una forza assiale di compressione la quale provoca uno sforzo positivo diretto lungo la stessa direzione e pari a:

$$\sigma_1 = \frac{(4 * F)}{(\pi * d^2)} \quad (2.7)$$

A cui corrisponde la seguente deformazione:

$$\varepsilon_1 = (l - l_{finale}) / l \quad (2.8)$$

Nel modello elastico la diretta proporzionalità tra queste due quantità è espressa dal modulo di Young, il quale esprime l'entità della deformazione ottenuta applicando un determinato valore di sforzo, esso dipende dalla tipologia di formazione considerata e compare nel legame lineare secondo la seguente espressione:

$$\sigma_1 = E * \varepsilon_1 \quad (2.9)$$

Oltre a subire una deformazione nella direzione coincidente con quella di applicazione dello sforzo, il corpo risponderà anche con un cambiamento della propria geometria nelle direzioni longitudinali a quest'ultima, il parametro tipico di ogni tipologia di roccia che ne descrive tale comportamento è il coefficiente di Poisson, il quale è definito come la frazione dell'espansione laterale rispetto alla contrazione longitudinale. Definendo la deformazione ottenuta nella direzione longitudinale come:

$$\varepsilon_2 = (d - d_{finale}) / d \quad (2.10)$$

Il coefficiente di Poisson sarà rappresentato dalla seguente espressione:

$$\nu = -\frac{\varepsilon_2}{\varepsilon_1} \quad (2.11)$$

Dove si è deciso di aggiungere il segno negativo all'espressione in modo da poter ottenere un parametro positivo, in quanto ovviamente (ad eccezione di alcuni particolari materiali esistenti in natura) ad un'espansione in una data direzione corrisponde una contrazione nella direzione ad essa longitudinale, dunque i segni matematici delle due deformazioni ottenute sono discordanti. Generalmente  $\nu$  assume valori compresi tra 0,25 per rocce a comportamento elastico (quali sabbie, arenarie e calcari) e 0,50 per rocce a comportamento totalmente plastico (per esempio argille).

In un sistema tridimensionale ogni deformazione può dunque essere espressa a partire dagli sforzi esistenti in tutte e tre le direzioni, grazie all'utilizzo del modulo di Young e del Coefficiente di Poisson caratteristici della roccia.

## 2.2 Definizione delle proprietà della roccia

Una profonda conoscenza dello stato tensoriale presente nel sottosuolo è necessaria per poter affrontare un problema di questo tipo senza rischi ed implicazioni future. L'esperienza dei geologi in questo campo è perciò fondamentale, grazie ad una mappatura delle caratteristiche rocciose sulla terra è possibile avere un'idea della formazione su cui si andrà ad operare, in funzione della collocazione geografica del sito. Test sismici e di altro tipo daranno poi la possibilità di avere informazioni più dettagliate sulle caratteristiche meccaniche delle rocce studiate.

### 2.2.1 Prove effettuate in condizioni statiche

Per poter ricavare i parametri caratteristici di una roccia si possono effettuare delle prove sperimentali, nel caso in cui il materiale studiato non è isotropo sarà necessario implementare più di un test su un provino, variandone l'orientazione nello spazio. Grazie a queste operazioni i principali parametri fisici della roccia (modulo di Young e coefficiente di Poisson) possono essere individuati. La procedura sperimentale per poter essere valida dovrà seguire le direttive della International Society of Rock Mechanics (ISRM) le quali definiscono alcuni parametri operativi quali: diametro dei provini utilizzati, condizioni di contatto con aria durante la prova o infine velocità di applicazione del carico (tali da lasciare modo agli effetti dinamici di verificarsi). La prova viene effettuata sottoponendo il provino alle condizioni simili a quelle esistenti nel sottosuolo in modo da avere dei risultati compatibili con il comportamento della roccia nelle reali condizioni a cui è sottoposta, per fare ciò si stabilirà il valore di temperatura da mantenere durante la prova e si sottoporrà il provino ad una pressione pari alla pressione media esistente nel sottosuolo, così definita:

$$\frac{(\sigma_h + \sigma_v + \sigma_H)}{3} - p_p \quad (2.12)$$

Dove  $\sigma_h$ ,  $\sigma_v$  e  $\sigma_H$  sono gli sforzi esistenti nel sottosuolo, i quali verranno discussi più avanti nel capitolo corrente, mentre  $p_p$  è la pressione dei pori, anch'essa esaurientemente spiegata nel seguito

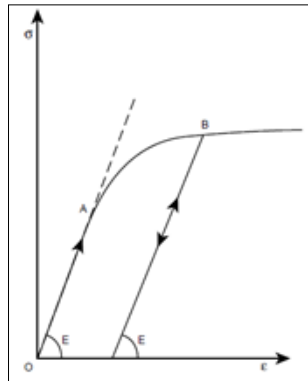


Figura 2.4 Andamento degli sforzi e delle deformazioni per un provino sottoposto ad un test con rilascio del carico applicato

Conducendo un test a pressione e a carico applicato costante è possibile ricavare la curva riportata in Figura 2.4. L'andamento degli sforzi in funzione delle deformazioni evidenzia il comportamento elastico esistente in un primo tratto, rappresentato da una linea retta il cui coefficiente angolare dipende dal valore del modulo di Young già definito, seguito da un tratto plastico in cui si perde la linearità. In generale le deformazioni possono essere considerate come somma dei due contributi nei rispettivi campi:

$$d\varepsilon = d\varepsilon_e + d\varepsilon_p \quad (2.13)$$

Quando il carico viene rilasciato, come si può osservare in Figura 2.4, la roccia si comporta diminuendo lo stato di deformazione a cui era sottoposta in sua presenza, il comportamento è descritto da una retta che, a partire dal punto di rilascio del carico, porta lo sforzo al valore nullo seguendo la stessa inclinazione del tratto iniziale elastico. In tal modo la parte elastica della deformazione viene recuperata, mentre quella plastica non può più essere annullata, tale fenomeno viene per questo motivo definito recupero elastico. Alternativamente se il carico viene rilasciato nel campo elastico si ha semplicemente un annullamento della deformazione della roccia, in quanto il provino seguirà la stessa retta percorsa lungo un incremento del carico ma in direzione opposta.

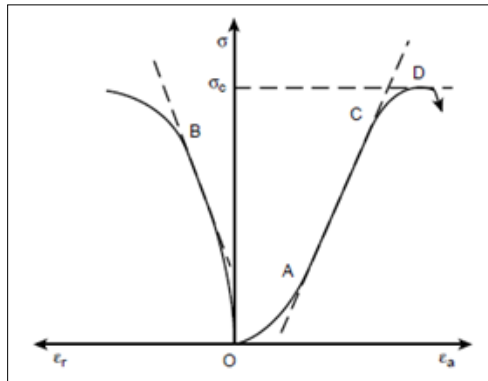


Figura 2.5 Andamento complesso di sforzi e deformazioni per un provino sottoposto a test di laboratorio

Come si può notare nel grafico riportato in Figura 2.5 può accadere che la roccia si comporti in modo rigido in un primo tratto (fino al punto A), seguendo un andamento non da subito lineare, in questa fase si chiudono le microcricche preesistenti dunque si ottiene una regione in cui la storia passata delle condizioni di stress a cui la roccia era sottoposta influenza il responso della prova effettuata. Successivamente l'andamento risulta essere lineare e coerente con il modello elastico già descritto (tra il punto A e il punto C) se il carico viene rilasciato in questa zona, a differenza del caso presentato precedentemente, la deformazione non riesce ad annullarsi completamente in quanto il provino seguirà ancora una diminuzione del carico lungo una retta con pendenza dipendente dal modulo di Young ma come si può vedere nel grafico si porterà ad un valore di deformazione non del tutto nullo a causa dell'iniziale tratto non lineare. In corrispondenza del punto C si ha la transizione da comportamento elastico a plastico fino ad arrivare a rottura nel punto D. Il valore  $\sigma_c$  qui rappresentato indica perciò il massimo sforzo sopportabile dalla roccia nelle condizioni a cui è stata effettuata la prova. Nella Figura 2.5 viene inoltre riportato nella parte negativa dell'asse delle ascisse anche l'andamento della deformazione nella direzione radiale. Per il quale la transizione dal campo elastico a quello plastico avviene in corrispondenza del punto B. Questo comportamento caratterizza l'andamento delle deformazioni subite nel tempo da una roccia che non è più sottoposta ad un elevato valore di pressione e dopo aver subito un processo di fratturazione tende a richiudersi su sé stessa.

In funzione dei risultati ottenuti da questa tipologia di prove si possono distinguere le rocce a comportamento duttile da quelle a comportamento fragile, queste ultime sono interessate da fenomeno di rottura prima di raggiungere il campo di deformazione plastica, lo sono tipicamente rocce sabbiose a bassa porosità e rocce calcaree. D'altra parte rocce sabbiose ad alta permeabilità, rocce scistose e saline sono tipicamente duttili e dunque sono caratterizzate

dall'assenza di una rottura improvvisa macroscopica. Il coefficiente di Poisson viene determinato con metodi simili confrontando la deformazione ottenuta nelle direzioni tra loro longitudinali lungo cui si osserva il comportamento del provino.

### 2.2.2 Prove effettuate in condizioni dinamiche

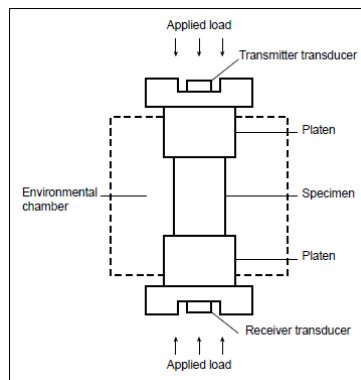


Figura 2.6 Schema rappresentativo della strumentazione utilizzata per effettuare prove in condizioni dinamiche su un provino

Un'altra tipologia di prove sperimentali prevede di ricavare i parametri elastici della roccia tramite delle misurazioni di tipo sonico. La tecnica consiste nell'impartire un impulso ad un campione prelevato e osservare il tempo richiesto da quest'ultimo per attraversare tutta la sua lunghezza, come si può notare nella Figura 2.6, in tal modo la velocità dell'onda può essere facilmente calcolata. Anche in questo caso la prova va effettuata in condizioni operative simili a quelle del sottosuolo, si possono avere due tipologie di onde: un'onda compressionale P-Waves ed una tangenziale S-Waves, la differenza tra le due è che nel primo caso provocano un'oscillazione delle particelle nella direzione di propagazione, nel secondo caso nella direzione perpendicolare ad essa. Si definiscono le rispettive velocità di propagazione  $u_p$  e  $u_s$  grazie a cui sono state trovate delle espressioni per i parametri fisici ricercati:

$$u_p = \left[ \frac{E_{din}(1-\nu_{din})}{\rho(1+\nu_{din})(1-2\nu_{din})} \right]^{1/2} \quad (2.14)$$

$$u_s = \left[ \frac{E_{din}}{2 * \rho (1 + \nu_{din})} \right]^{1/2} \quad (2.15)$$

All'aumentare della debolezza della roccia, i risultati ottenuti tramite log sonici e tramite test di laboratorio in cui il provino viene sottoposto ad uno stato di compressione sono sempre più discordanti. Studi effettuati nel passato hanno confermato come il reale valore del Modulo di Young di una roccia sia tra quello ottenuto con sonde soniche e il valore del modulo di Young tangenziale ricavato da test di laboratorio, per quanto riguarda il coefficiente di Poisson invece, i valori sono molto meno discordanti e dunque più attendibili.

### 2.2.3 Prove effettuate direttamente in sito

La stessa tecnica utilizzata per la prova effettuata in condizioni dinamiche può essere implementata direttamente nella formazione, in tal caso le informazioni ricavabili però sono limitate ad una breve profondità, fino circa a 90 cm (molto limitata se si considera che una frattura può raggiungere anche 30,5 metri di dimensione caratteristica). Quando si invia un impulso di pressione in una formazione ricca di fluidi al suo interno la risposta si traduce nella propagazione di diversi tipi di onde tra cui di nuovo una P-Waves ed una S-Waves. Anche in questo caso è possibile ricavare i parametri voluti grazie a delle relazioni che li esprimono in funzione dei tempi richiesti dagli impulsi per propagarsi, i quali possono essere facilmente misurati. Considerando la forte dipendenza dei parametri fisici dai valori temporali osservati è sempre consigliabile effettuare questo tipo di prova in più punti della formazione stimandone l'entità a partire da un database più ampio di misurazioni.

### 2.2.4 Proprietà della formazione studiata

In moltissime applicazioni è possibile affidarsi all'esperienza dei geologi e alle conoscenze già confermate da lavori passati per poter definire le proprietà della roccia su cui si sta operando. In casi come questi è perciò possibile basarsi su conoscenze pregresse al fine di pianificare correttamente tutte le operazioni, in quanto spesso nei luoghi che sono frequentemente usati per un certo tipo di operazioni sono già stati effettuati in passato test di caratterizzazione degli strati di roccia presenti e delle proprietà fisiche del tipo di roccia esistente ad ogni profondità. Grazie a questo vantaggio è possibile sapere che la formazione del sito in esame sarà costituita da roccia non consolidata per i primi 1928 metri, successivamente seguirà uno strato di rocce sabbiose consolidate esistente fino a profondità superiori a circa 3100 metri. Le proprietà del suolo nell'area

geografica di nostro interesse ed in quest'ultimo strato, il quale è il più interessante perché soggetto al processo di iniezione, sono ben note grazie ai test già effettuati in passato e possono essere descritte da un coefficiente di Poisson di 0,22 e un modulo di Young pari a 4000050 psi

## **2.3 Andamento della pressione nel sottosuolo**

Un aspetto fondamentale da tenere in considerazione prima di progettare un pozzo di Cuttings Re-Injection è l'analisi completa della struttura della formazione su cui si sta pensando di impiegare questo sistema. Per la progettazione di un pozzo di re-iniezione dedicato, così come per un pozzo di produzione, è necessario avere preventivamente a disposizione dei dati sismici relativi al sottosuolo interpretando questi ultimi è possibile ricostruire un modello che rispecchi la geologia del sito in esame. Tali informazioni permettono di prevedere le sequenze stratigrafiche che si incontreranno durante l'esecuzione del pozzo, il cui progetto stesso è influenzato da queste caratteristiche. Una profonda conoscenza della litologia del suolo permette di evitare i problemi che altrimenti potrebbero verificarsi in fase operativa. Questi dati servono a poter definire il livello di pressione a cui è sottoposto ogni strato di roccia. A tal fine vengono redatti documenti da parte di specialisti che descrivano a fondo la stratigrafia della formazione. Essi consistono in profili geologici (detti profili 1:1000), che tengono conto di tutte le manifestazioni minerarie, della loro natura ed entità ed inoltre di esperimenti del tipo "log", interpretando i quali è possibile ricavare informazioni aggiuntive come la previsione dell'andamento delle pressioni nel sottosuolo e i valori di porosità e di permeabilità delle formazioni. Anche in sede di progettazione del pozzo la conoscenza di questo andamento permette di stabilire le profondità a cui far discendere le colonne, la densità ottimale del fango di perforazione ed infine le pressioni richieste dal processo per evitare fuoriuscite di fluidi dalla formazione verso il foro o d'altra parte la fratturazione della roccia circostante prima del tempo. Conoscere i valori di pressione è dunque necessario per poter determinare anche le caratteristiche dei casings utilizzati lungo le pareti del foro.

### **2.3.1 Definizione delle pressioni e dei relativi gradienti**

L'ottenimento di una previsione attendibile dell'andamento delle pressioni è obiettivo comune in quanto essa garantirà una minore necessità di modifiche e aggiustamenti in fase di esecuzione del progetto, le quali comporterebbero



ingenti perdite di denaro a causa dei tempi richiesti per questo genere di operazioni. Ogni roccia è costituita da elementi solidi e spazi vuoti, denominati pori, i quali sono generalmente riempiti da liquidi o gas. Per poter indagare lo stato di sforzo presente nella formazione è necessario considerare tutti i valori di pressione insistenti su di essa. Ogni formazione è sottoposta al peso dei sedimenti sovrastanti, i quali inducono delle tensioni geostatiche influenzando il comportamento meccanico dello strato considerato. A questo effetto si aggiunge la pressione derivante dalla presenza dei pori i quali, essendo riempiti di fluidi, esercitano delle tensioni di strato sulla formazione. In fase di perforazione è necessario conoscere questi valori per poterli contrastare. Le tensioni geostatiche e le pressioni dei pori sono strettamente correlate e concorrono alla definizione della pressione di fratturazione della roccia, dunque sono di fondamentale importanza in sede di progetto di un pozzo di re-iniezione.

Ad una generica profondità  $H$  il carico verticale totale  $\sigma_v$  (pressione geostatica o overburden pressure) è dato dalla seguente relazione:

$$\sigma_v = \int_0^H \rho(z) * g * dz \quad (2.16)$$

Dove  $\rho(z)$  è la densità della parte rocciosa sovrastante lo strato analizzato e  $g$  è l'accelerazione di gravità mentre  $z$  è ovviamente la coordinata verticale. Se è possibile conoscere un valore medio di densità  $\rho_m$  rappresentante tutta la roccia dal livello del suolo fino alla profondità  $H$  allora si può definire la pressione geostatica in maniera semplificata come segue:

$$\sigma_v = \rho_m * g * H \quad (2.17)$$

O alternativamente, se sono disponibili  $n$  valori di densità per i diversi  $n$  strati litologici posizionati tra 0 e  $H$ , la definizione può essere la seguente:

$$\sigma_v = \sum_{i=0}^n \rho_i * g * H_i \quad (2.18)$$

A partire da questa equazione si può stabilire un'espressione per il relativo gradiente geostatico medio, pari a:

$$G_v = \frac{\sum_{i=0}^n \rho_i * g * H_i}{\sum_{i=0}^n H_i} \quad (2.19)$$

La pressione dei pori influenza molto il comportamento delle rocce nel sottosuolo in quanto è in grado di contrastare una parte degli stress applicati, riducendone così il valore che effettivamente incide sulla parte rocciosa della formazione. Nello studio del comportamento di una formazione non si può dunque prescindere dal valore della pressione dei pori esistente, un suo aumento provocherà una maggiore dilatazione della roccia e, d'altra parte, un aumento dello stato di compressione della roccia produrrà un incremento della pressione

dei pori se i fluidi presenti nel sottosuolo non hanno modo di fuoriuscire dagli interstizi in cui sono posti. La risposta della roccia all'applicazione del carico dipende fortemente dalle modalità con cui esso viene imposto, se il carico viene applicato istantaneamente il fluido contenuto nei pori non ha il tempo per diffondere e la formazione risponde in modo rigido, come se non vi fosse una parte fluida all'interno, in caso contrario se la velocità di pressurizzazione è sufficientemente lenta da dare la possibilità alla formazione di ristabilire il proprio equilibrio man mano, il suo comportamento risulterà essere molto meno rigido. L'effetto qui descritto è molto più importante tanto più il fluido contenuto nei pori è di natura incomprimibile, in quanto in tal caso risponde con una maggiore inerzia alla variazione delle condizioni di stress ad esso applicate. Nel 1923 fu introdotta una prima relazione tra lo sforzo applicato  $\sigma$ , la pressione dei pori  $p$  e l'effettivo sforzo insistente sulla formazione  $\sigma'$ :

$$\sigma' = \sigma - p_p \quad (2.20)$$

Successivamente modificata nel 1941 da Biot come segue:

$$\sigma' = \sigma - \alpha * p_p \quad (2.21)$$

Dove il parametro  $\alpha$  è definito come la costante poroelastica, la quale assume valore compreso tra 0 e 1 ed esprime l'efficienza del fluido presente nei pori a contrastare lo stress totale applicato, essa dipende dalla geometria dei pori, dalle proprietà fisiche dei solidi costituenti la roccia e dal suo stato di carico. La pressione dei pori può essere semplicemente calcolata come la pressione prodotta da una colonna d'acqua alta  $H$  se lo strato a tale profondità è completamente saturato d'acqua ed è in comunicazione con la superficie:

$$p_p = \rho_{acqua} * g * H \quad (2.22)$$

In tal caso diventa semplice calcolare anche il relativo gradiente:

$$G_p = \rho_{acqua} * g \quad (2.23)$$

Nel caso in cui questa ipotesi non sia verificata, sarà necessario definirne il valore tramite dei test effettuati in sito.

### 2.3.2 Sovrappressioni

In moltissime parti del mondo si incontrano zone che presentano valori di pressione anomali, eventi di questo tipo vanno esaurientemente studiati ed analizzati, in quanto potrebbero compromettere l'affidabilità del sistema. Una formazione geologica a pressione normale può essere schematizzata come un

sistema aperto, nel quale i fluidi contenuti hanno possibilità di fluire. Un sistema che presenta delle sovrappressioni anomale invece, è rappresentabile come un sistema chiuso nel quale i fluidi hanno poca possibilità di allontanamento e come conseguenza il passaggio di eventuali altri liquidi iniettati viene notevolmente ostacolato e ridotto. Queste due tipologie di formazioni potranno ovviamente coesistere in un certo sito solo se separate da una barriera di permeabilità, la quale agisce contemporaneamente come ostacolo alla pressione. L'argilla è la tipologia di roccia che più frequentemente agisce come barriera in quanto nel corso delle ere geologiche può essere sottoposta a variazioni strutturali a causa di fattori di natura geologica, fisica, chimica o meccanica, i quali la rendono impervia al passaggio dei fluidi in essa contenuti. La presenza di una situazione anomala viene indicata dalla variazione repentina di alcuni parametri di perforazione come la velocità di avanzamento dello scalpello, le perdite di carico, l'influsso di fluidi di formazione nel foro o la perforabilità della roccia. Dai test effettuati sul sito in esame non risultano valori anomali di pressione, dunque per il lavoro preso in considerazione si può tralasciare questo aspetto.

### 2.3.3 Valori delle pressioni nel sito in esame

Nel sito in considerazione sono stati effettuati dei test per poter definire l'andamento delle pressioni nel sottosuolo. Le prove sono state ripetute a tre differenti profondità, la prima pari alla coordinata di 1928 metri in corrispondenza della quale si presenta un cambiamento nella formazione rocciosa (costituita principalmente da rocce non consolidate nella parte meno profonda e da sabbie consolidate in quella inferiore), la seconda ad una profondità di 2539 metri (a cui cambia la risposta della formazione e di conseguenza si varia il diametro del casing utilizzato) ed infine alla profondità di 3052 metri, in cui si individua il punto di re-iniezione. Il gradiente di overburden può essere calcolato a partire dalla conoscenza delle proprietà della roccia sovrastante ogni quota, valutando il peso da essa esercitato. Per determinare la pressione dei pori ci si può affidare ad uno dei metodi che hanno avuto più successo come il *d-exp corretto* (o *d<sub>c</sub>-exp*), il quale correla la velocità di avanzamento ed altri parametri della perforazione al gradiente dei pori, oppure il *sismalog* che è molto simile al precedente ma ne è un miglioramento. Grazie alle tecniche di cui si è a disposizione nel sito di perforazione è stato possibile definire l'andamento dei gradienti di pressione dei pori e di overburden rappresentato in Figura 2.7, la profondità riportata sulle ordinate è espressa in metri mentre i gradienti sulle ascisse in s.g (il gradiente, che corrisponde dimensionalmente al rapporto tra una pressione ed una distanza, può essere espresso in termini di densità se a numeratore si considerano chilogrammi o

libbre forza, successivamente è possibile rapportare questo valore a quello dell'acqua ottenendo così la specific gravity, che è un unità di misura molto utilizzata nel campo dell'industria petrolifera).

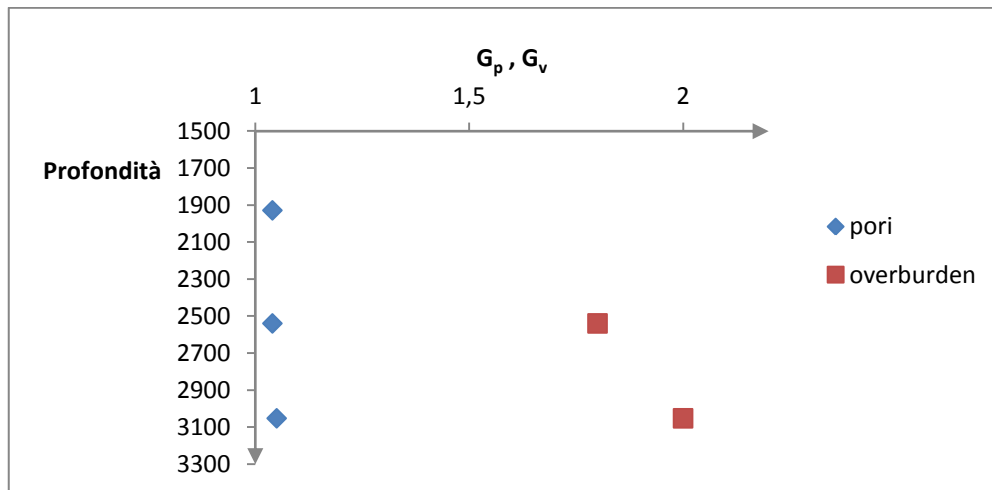


Figura 2.7 Gradienti di pressione dei pori e di overburden alle diverse profondità

## 2.4 Disposizione degli sforzi nella formazione

La principale caratteristica delle rocce da stabilire per poter progettare un impianto di Cuttings Re-Injection quale quello analizzato nel presente lavoro è lo sforzo di rottura. Conoscere il valore di sforzo che è necessario raggiungere per poter ottenere la fratturazione della formazione è basilare per poter procedere con l'iniezione nel sottosuolo. A partire da questo dato sarà possibile definire i parametri operativi dell'impianto di pompaggio, funzione della pressione minima richiesta per avere fratturazione in sito. Essa può essere ottenuta a partire dalla valutazione dello stato di stress presente nel sottosuolo come si vedrà successivamente, alternativamente è possibile ottenere uno sviluppo dei valori di rottura tramite una serie di test triassiali su provini sottoposti a diverse pressioni operative. Con quest'ultima tecnica si considerano i valori ottenuti in corrispondenza delle diverse prove effettuate, in modo da costruire un modello rappresentativo dell'andamento generale di questo importante parametro. Esistono inoltre altri criteri di valutazione della rottura tra cui si ricorda quello di Tresca e di Mohr-Coulomb, non sfruttati nel presente lavoro. La propagazione delle fratture è controllata non solo dalle proprietà meccaniche della roccia bensì anche dallo stato di sforzo presente nel

sottosuolo, è bene perciò analizzare a fondo anche questo aspetto prima di procedere. Esistono più tipologie di stato di sforzo che si possono riscontrare nel sottosuolo, le quali si distinguono per una diversa disposizione degli stessi lungo le tre direzioni principali. Per convenzione si è soliti rappresentare lo sforzo verticale, il quale è dovuto al peso della roccia sovrastante, come  $\sigma_v$ , mentre con  $\sigma_h$  e  $\sigma_H$  si indicano rispettivamente lo sforzo minore e maggiore nella direzione orizzontale. Il valore numerico di  $\sigma_h$  e la sua orientazione nello spazio sono le informazioni più importanti siccome, come si vedrà successivamente, rappresentano lo sforzo che è necessario superare per avere rottura, in quanto la frattura procederà perpendicolarmente alla sua direzione. Come conseguenza di ciò si avrà una propagazione verticale, orizzontale o obliqua della frattura in funzione dell'orientazione dello sforzo  $\sigma_h$  nello spazio.

### 2.4.1 Rocce in prossimità della frattura

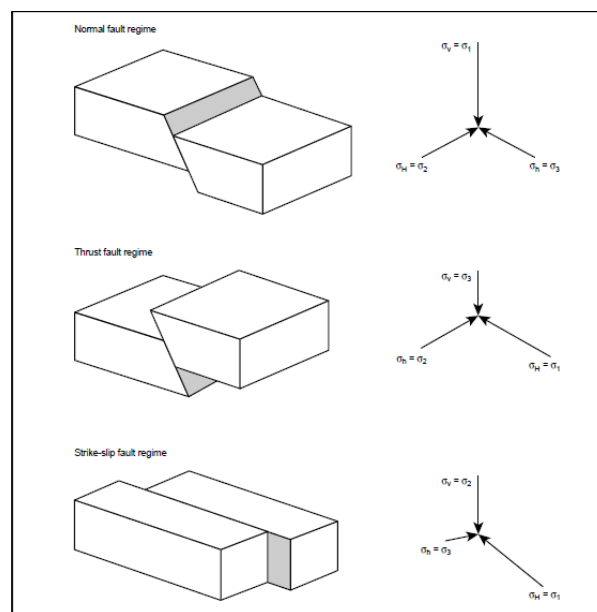


Figura 2.8 Rappresentazione degli sforzi principali nelle tre possibili configurazioni di rocce in prossimità della rottura

Se sottoposta a sforzi sufficientemente elevati, la roccia subisce una fratturazione, la quale ha morfologie diverse a seconda dello stato di sforzo

esistente nel sottosuolo, quest'ultimo può assumere diverse geometrie, come indicato nella Figura 2.8 .

Una prima conformazione (Normal fault regime) prevede uno stato di sforzo per cui il valore massimo è diretto verticalmente, mentre i restanti sforzi orizzontali sono uguali in modulo. Questa conformazione si ha quando la roccia non è sottoposta ad alcun tipo di sforzo in direzione orizzontale, essa è influenzata unicamente dal peso gravante su di essa e lo sforzo verticale generato può essere calcolato a partire dalla formulazione della pressione geostatica (overburden pressure) già definita precedentemente. Il valore varia generalmente tra 0.8 psi/ft nelle rocce più giovani e superficiali, fino a 1.25 psi/ft in quelle a più alta densità. Gli sforzi orizzontali sono uguali e diretti reciprocamente in direzione perpendicolare. Come si può notare nello schema riportato in Figura 2.8, questa configurazione comporta lo scorrimento di una parte di roccia sull'altra, lungo una direzione obliqua rispetto alla verticale. Alcuni materiali infine sono caratterizzati da una distribuzione del tutto omogenea degli sforzi nelle tre direzioni, questo si verifica principalmente nelle formazioni non consolidate, con resistenza meccanica non eccessiva o in materiali che tendono a scorrere. Infine è possibile avere una differenza nei valori degli sforzi orizzontali: nonostante quello verticale rimanga ancora il valore massimo, essi si identificano in un valore maggiore ed in uno minore. Si tratta del modello più importante perché è quello generalmente identificabile nelle formazioni studiate ad una certa profondità ed è caratteristico anche del caso qui presentato.

La seconda configurazione riportata in Figura 2.8 è denominata Thrust fault regime, in essa il valore massimo dello sforzo agente sulla roccia  $\sigma_H$  è disposto lungo una delle due direzioni orizzontali, la seconda di queste sarà perciò caratterizzata da un valore inferiore pari a  $\sigma_h$  e come sempre lo sforzo verticale  $\sigma_v$  dipenderà dal peso della formazione che giace sopra lo strato considerato. In questa configurazione il minore sforzo esistente è proprio quello verticale, a differenza del caso precedente in cui esso era predominante. Una struttura di questo tipo nasce a causa del fatto che gli sforzi derivanti dal movimento delle placche tettoniche vanno a sommarsi o a sottrarsi dagli sforzi preesistenti nelle due direzioni orizzontali, rendendo una delle due maggiore e la rimanente minore. L'incremento o il decremento appena citato può essere descritto dai valori di  $d\varepsilon_h$  e  $d\varepsilon_H$  che sono le deformazioni dovute ai movimenti tettonici del sottosuolo. Gli incrementi di sforzo lungo le due direzioni non sono uguali e dipendono dal valore del modulo di Young E. Per questo tipo di regime, come per il precedente, sono stati effettuati dei test di laboratorio che dimostrano l'effettivo scorrimento delle parti lungo una direzione obliqua. Senza entrare eccessivamente nel merito della questione, in Figura 2.9 e Figura 2.9 sono riportati gli stati di sforzo relativi ad una situazione di Normal Faulting a sinistra e di

Thrust faulting a destra, grazie alla presenza di traccianti si può vedere molto chiaramente il cedimento in direzione obliqua.

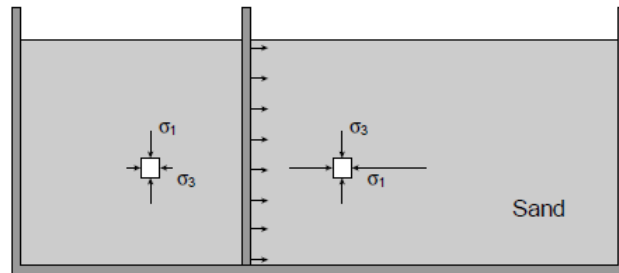


Figura 2.9 Rappresentazione schematica degli stati di sforzo Normal fault regime (a sinistra) e Thrust fault regime (a destra)

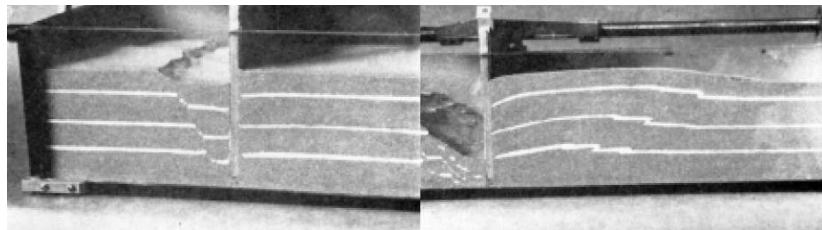


Figura 2.10 Movimento obliquo tipico degli stati di sforzo Normal fault regime (a sinistra) e Thrust fault regime (a destra)

L'ultima possibile configurazione rappresentante gli sforzi nella formazione presenta il valore massimo  $\sigma_H$  in direzione orizzontale, affiancato dal valore minimo  $\sigma_h$  sempre in orizzontale, in questa conformazione lo sforzo verticale  $\sigma_v$  è intermedio rispetto agli altri due come si può vedere nella Figura 2.9.

#### 2.4.2 Stato di sforzo attorno ad un pozzo

Lo stato di sforzo esistente può essere influenzato pesantemente dal processo di perforazione per la creazione del pozzo, di conseguenza il valore degli sforzi può variare di molto in prossimità del pozzo, mentre ripristinerà la sua configurazione originale lontano da esso. La questione è stata analizzata a fondo, permettendo di ottenere le seguenti relazioni:

$$\sigma_r = \frac{1}{2}(\sigma_x + \sigma_y) \left(1 - \frac{r_w^2}{r^2}\right) + \frac{1}{2}(\sigma_x - \sigma_y) \left(1 - \frac{4r_w^2}{r^2} + \frac{3r_w^4}{r^4}\right) \cos 2\theta + p_w \frac{r_w^2}{r^2} \quad (2.24)$$

$$\sigma_\theta = \frac{1}{2}(\sigma_x + \sigma_y) \left(1 + \frac{r_w^2}{r^2}\right) - \frac{1}{2}(\sigma_x - \sigma_y) \left(1 + \frac{3r_w^4}{r^4}\right) \cos 2\theta - p_w \frac{r_w^2}{r^2} \quad (2.25)$$

$$\tau_{r\theta} = -\frac{1}{2}(\sigma_x - \sigma_y) \left(1 + \frac{2r_w^2}{r^2} - \frac{3r_w^4}{r^4}\right) \sin 2\theta \quad (2.26)$$

Esse correlano gli sforzi generici  $\sigma_r$  e  $\sigma_\theta$  ai valori di  $\sigma_x$  e  $\sigma_y$  lungo le due direzioni principali, alla pressione nel pozzo  $p_w$  e al suo raggio  $r_w$  in funzione del generico raggio  $r$  e del generico angolo  $\theta$  a cui essi sono valutati. Le espressioni qui scritte possono essere specificate nel caso in cui si studi il comportamento della formazione in prossimità del raggio del pozzo, a cui si ottiene:

$$\sigma_r = p_w \quad (2.27)$$

$$\sigma_\theta = (\sigma_x + \sigma_y) - 2(\sigma_x - \sigma_y) \cos 2\theta - p_w \quad (2.28)$$

$$\tau_{r\theta} = 0 \quad (2.29)$$

Sviluppando la seconda delle espressioni qui scritte lungo la direzione ad angolo nullo e lungo quella ad angolo retto si trovano le espressioni degli sforzi lungo la direzione con sforzo minimo e lungo quella perpendicolare ad essa:

$$(\sigma_\theta)_{\theta=0} = 3\sigma_y - \sigma_x - p_w \quad (2.30)$$

$$(\sigma_\theta)_{\theta=\frac{\pi}{2}} = 3\sigma_x - \sigma_y - p_w \quad (2.31)$$

Per ottenere la fatturazione della roccia, lo sforzo imposto in prossimità del pozzo dovrà superare la tensione di rottura della roccia e la pressione dei pori esistente. La tensione di rottura di una roccia è correlata ad un parametro detto fattore di intensificazione degli sforzi, il quale è a sua volta funzione della geometria della roccia e dello stato in cui essa si trova, in generale è possibile in applicazioni come questa trascurare il valore dato da questo fattore, considerando così che lo sforzo da raggiungere per provocare una frattura dovrà superare semplicemente la pressione dei pori:

$$\sigma_\theta = p_p \quad (2.32)$$

Allora, sfruttando le espressioni ricavate precedentemente alle due angolazioni proposte ed identificando lo sforzo minimo lungo la direzione delle  $x$  oppure lungo quella delle  $y$  si ottiene in generale:

$$p_p = 3\sigma_h - \sigma_H - p_w \quad (2.33)$$



Da cui si deduce che la pressione da imporre in prossimità del pozzo per provocare una frattura è così ricavabile:

$$p_{fratt} \geq 3\sigma_h - \sigma_H - p_p \quad (2.34)$$

### 2.4.3 Metodi per determinare lo stato di sforzo

Per formazioni rocciose a profondità maggiori di circa 600 metri il valore dello sforzo di overburden è tale da poter essere considerato sicuramente uno sforzo principale. Nella maggior parte delle situazioni si tratta della rappresentazione secondo il Normal fault regime, ed è anche il caso studiato nel presente lavoro. Se la profondità analizzata fosse minore della soglia fornita il procedimento potrebbe risultare più complesso in quanto non si avrebbe più la certezza che lo sforzo dovuto al peso delle rocce sovrastanti sia a tutti gli effetti uno sforzo principale. Per poter ricavare l'orientazione degli sforzi orizzontali invece le procedure a nostra disposizione sono molteplici:

- Spesso si tratta di un sito geologico in cui sono già stati attuati numerosi progetti e dunque si è già a conoscenza degli sforzi esistenti nel sottosuolo;
- Lo stato di sforzo del sito può essere indagato tramite onde sonore, una grande differenza nella risposta della formazione all'attraversamento delle onde sonore tra una direzione e un'altra ad essa ortogonale sarà indice di uno stato di sforzo nettamente diverso. L'onda sonora sarà in grado di viaggiare molto più velocemente lungo una direzione parallela allo sforzo  $\sigma_H$  rispetto alla direzione ad esso perpendicolare, permettendo così di identificarne l'orientazione;
- Possono essere effettuati dei test in cui si registrano i valori di pressione della formazione da cui si ricava il rispettivo stato di sforzo, a questa famiglia appartiene il Leak off test.

### 2.4.4 Leak off test

Uno tra i più diffusi metodi per poter valutare a fondo le caratteristiche di un sito è il Leak off test. Si tratta di una prova effettuata principalmente in siti dove non si è già operato in passato e dove di conseguenza non si ha già una profonda conoscenza dei precisi parametri fisici caratterizzanti la roccia, nonostante si potrebbero avere a disposizione delle nozioni generali sul tipo, sulla stratificazione e sulla profondità della formazione presente. Il test deve essere effettuato ogni volta che procedendo in profondità si ha un cambiamento nella

tipologia di roccia incontrata oppure nel suo stato tensoriale, tale da richiedere un'ulteriore analisi del sito per poter definire i nuovi parametri di perforazione. Fattori come la profondità dei casings da installare o la densità del fango da utilizzare per la perforazione dipendono infatti dal tipo di roccia che si incontra durante le operazioni, un attento controllo delle sue proprietà è fondamentale per evitare problemi come un danneggiamento delle pareti a causa di una pressione eccessiva del fango di perforazione o d'altra parte l'impossibilità di procedere nella perforazione a causa di una pressione eccessivamente bassa che provocherebbe perdite di circolazione. A livello pratico il test viene effettuato ad una profondità leggermente inferiore rispetto a quella a cui si è fratturato fino a quel momento, avanzando per altri 5 metri al di sotto della quota dove verrà posizionato il nuovo casing, in questo modo si possono indagare le proprietà del successivo strato di terreno presente nella parte sottostante a quella dove è già stato possibile inserire il casing. Dopo essersi assicurati della pulizia completa del foro, che viene garantita dall'uguaglianza della densità del fango prima e dopo la circolazione e dall'assenza di detriti ai vibrovagli, si installa il sistema di pompaggio del fluido. La testa del pozzo viene chiusa e si inizia il processo di iniezione, l'incremento del valore di pressione viene osservato grazie ad appositi misuratori installati in sito. Il test consiste nell'iniezione di un quantitativo noto di fluido al fine di provocare una frattura. Si definisce *Leak off point* il punto in cui la curva di andamento della pressione rispetto al tempo o al volume iniettato inizia a piegarsi, perdendo la sua linearità. Dopo aver iniettato tutta la quantità di fluido prevista si ferma la macchina, lasciando tempo alla pressione di declinare (generalmente si attendono circa 15 o 20 minuti). Questo fenomeno si verifica in quanto dopo l'iniezione il fluido tende ad allontanarsi all'interno della formazione e le pareti delle fratture precedentemente create tendono a riavvicinarsi, rilassando lo stato tensoriale precedentemente esistente. L'attenuazione dello stato di sforzo si traduce in una diminuzione della pressione. Dopo aver riaperto il pozzo si recupera la quantità di fango presente nel foro e si calcola il volume totale che è stato assorbito nella formazione, per avere un'idea della sua capacità di accogliere fluidi.

### **2.4.5 Valutazione dello stato della formazione in esame**

Nel sito in esame è stato possibile caratterizzare la formazione grazie all'interpretazione di un Leak off test eseguito sul posto.

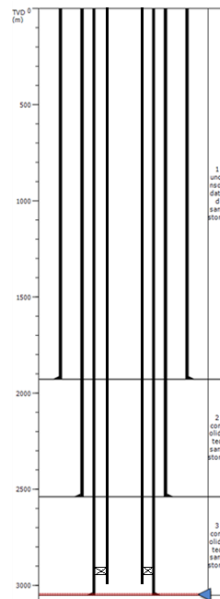


Figura 2.11 Schema dei casings e del tubing presenti nel pozzo di re-iniezione

Il pozzo di re-iniezione su cui si basa il presente lavoro è stato perforato con l'utilizzo di tre casings, rispettivamente con un diametro esterno di 20 pollici fino ad una profondità di 1928 metri, seguito da un secondo casing dal diametro di 13 3/8 pollici fino a 2539 metri ed infine da un ultimo casing di 9 5/8 pollici come diametro esterno, fino alla profondità di 3052 metri, a cui è stato programmato di effettuare il processo di iniezione. Uno schema rappresentativo del pozzo è stato riportato in Figura 2.9. A causa della presenza di un iniziale strato di sabbia non consolidata, non è utile effettuare un Leak off test nella prima parte, siccome non ha senso pratico parlare di una fatturazione vera e propria in un tipo di roccia che è in grado di scorrere. Come conseguenza fino ad una profondità di 1928 metri a cui si ha il cambiamento nel tipo di formazione, può essere effettuato un Formation integrity test che è semplicemente una prova in cui si osserva l'aumento di pressione dovuto all'iniezione di fluido nel sottosuolo e da esso si ricavano tutte le informazioni cercate sulla roccia in esame, senza parlare di una rottura vera e propria della stessa. Durante la perforazione sarà poi necessario indagare le caratteristiche della formazione alle profondità di 2539 e 3052 metri, le quali rappresentano i punti più critici del processo. Il Leak off test effettuato a queste due profondità ha evidenziato rispettivamente la perdita di 4,5 e di 3,5 barili di fluido nella formazione, con l'utilizzo di una densità del fango usato durante le operazioni di perforazione pari a 1,13 e 1,15 kg/l. I valori di pressione registrati e i rispettivi

andamenti in funzione dei volumi iniettati sono riportati nelle Figure in allegato A.2 per ciascuna profondità.

Nel presente lavoro ci si è affidati ad una relazione, valida nei casi in cui si conduce un test di questo tipo, la quale è in grado di restituire il valore del gradiente di fatturazione legato all'esperimento condotto a partire dalla conoscenza della profondità a cui è stata effettuata la prova e dell'esito della stessa:

$$G_{fratturazione} = f(LOP; TVD; \rho_{fangò}) \quad (2.35)$$

Dove  $\rho_{fangò}$  è la densità del fango usato per il test espressa in kg/l,  $TVD$  è la *True vertical depth* ossia la profondità misurata in piedi a cui è stata effettuata la prova (trattandosi di un pozzo verticale non vi è alcuna differenza tra la  $TVD$  e la lunghezza del casing fino al punto di interesse, la quale risulterebbe invece superiore se il pozzo fosse stato perforato in direzione obliqua o orizzontale) ed infine  $LOP$  è la *Leak off pressure* espressa in psi. È pratica comune scegliere quest'ultimo valore come il minore tra il valore della pressione in corrispondenza del *Leak off point* e quello della pressione di stabilizzazione. Identificando il valore della  $LOP$  nei grafici qui riportati e calcolando il gradiente di fatturazione ad entrambe le profondità si ricavano i valori di 1,23 e 1,35 s.g. Alla profondità di 1928 metri in cui è stato condotto il formation integrity test si ricava d'altra parte un valore di riferimento di 1,21 s.g..

Grazie alla definizione dei gradienti relativi alle prove effettuate alle diverse profondità è ora possibile riportare su un unico grafico l'andamento di tali valori insieme a quello del gradiente della pressione dei pori e di overburden, come si può notare in Figura 2.12. Si è soliti affidarsi a tale rappresentazione poiché in essa è ben evidente come la pressione a cui viene sottoposta la roccia deve necessariamente superare il valore di quella dei pori o non si otterrebbe l'effetto desiderato, d'altra parte si è ad un livello inferiore rispetto a quello di overburden quindi non si vince lo sforzo esistente nella direzione verticale.

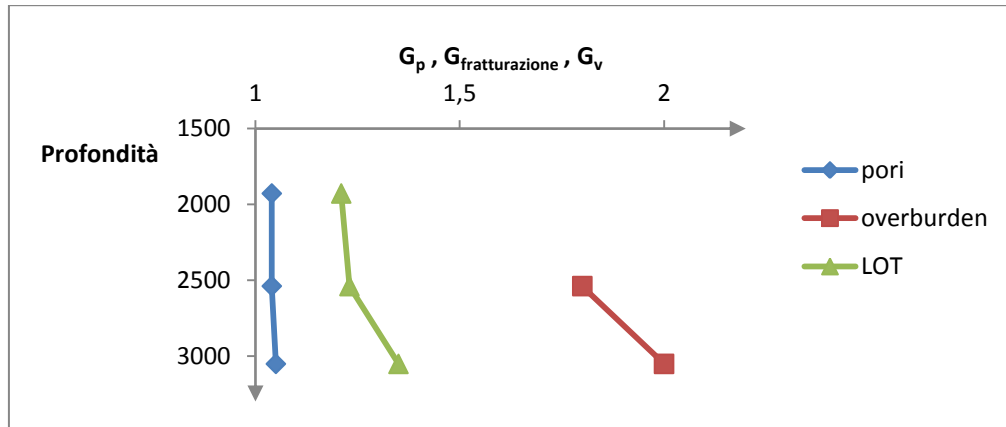


Figura 2.12 Andamento dei gradienti dei pori, di LOT e di overburden in funzione della profondità

Infine è possibile determinare lo stato di sforzo della formazione, ricordando la relazione proposta precedentemente tra la pressione imposta in pozzo (che nel caso specifico corrisponde a quella del LOT) e gli sforzi esistenti nella formazione, si ha:

$$p_{LOT} = 3\sigma_h - \sigma_H - p_p \quad (2.36)$$

In passato sono stati effettuati diversi studi fini alla definizione di un modello attendibile di distribuzione degli sforzi nel sottosuolo, come si è detto, in moltissime applicazioni compresa quella analizzata il modello Normal Fault rappresenta bene la situazione esistente. Nonostante si tratti di una questione su cui si dibatte tutt'ora a causa delle opinioni contrastanti di alcuni studiosi, ad oggi ci si affida spesso ad una rappresentazione in cui lo sforzo minimo  $\sigma_h$  orizzontale corrisponde all'80% di quello massimo  $\sigma_H$ . Sotto questa ipotesi, sviluppando la relazione appena scritta ad entrambe le profondità studiate tramite un Leak off test si ottengono i valori riportati in Tabella 2.1.

Tabella 2.1 Valori dei gradienti relativi alla pressione LOT e agli sforzi orizzontali alle due profondità studiate tramite un leak off test

profondità [m]	$p_{LOT}$ [s.g.]	$\sigma_h$ [s.g.]	$\sigma_H$ [s.g.]
2539	1,23	1,30	1,62
3052	1,35	1,37	1,71

Grazie a tutte le informazioni raccolte è quindi possibile definire completamente i valori di pressione e lo stato di sforzo alla profondità di 3052 metri, i quali

sono di primario interesse per lo scopo di questo lavoro. È bene specificare come sia possibile considerare l'unità di misura s.g (che è riconducibile ad una densità se viene moltiplicata per quella dell'acqua in quanto la specific gravity esprime il rapporto tra le due) e convertirla in pressione semplicemente moltiplicandola per l'accelerazione di gravità e per la profondità a cui ci si trova.

## **2.5 Processo di fratturazione**

Quando un fluido viene pompato nella formazione ad una velocità maggiore di quella a cui esso può muoversi al suo interno allontanandosi dal punto di iniezione, inevitabilmente si ottiene un forte incremento della pressione nella roccia, che si traduce nella rottura della stessa. Il fenomeno è molto complesso in quanto un suo corretto studio richiede conoscenze in campi multidisciplinari quali i materiali, la meccanica dei solidi e quella dei fluidi. Nello studio considerato si tratta di un fenomeno voluto, in quanto è alla base della possibilità di stoccare del materiale nel sottosuolo, in moltissime applicazioni dell'ingegneria degli idrocarburi però, si guarda alla formazione delle fratture come ad un fenomeno da evitare per non avere perdite totali di circolazione. Negli ultimi anni d'altra parte sta diventando più frequente una tecnica che prevede un certo grado di fratturazione della roccia attorno al pozzo anche in fase di produzione, per dare la possibilità agli idrocarburi di scorrere verso di esso incrementandone il recupero.

### **2.5.1 Ottenimento della prima frattura**

La prima frattura ottenuta si comporterà in maniera diversa a seconda del tipo di formazione che incontrerà nel suo cammino. Imbattendosi in una zona ad alta permeabilità in grado di assorbire lo slurry interromperà il proprio percorso, se d'altra parte incontrerà una formazione rocciosa che funge da barriera cambierà la direzione di propagazione procedendo lateralmente lungo il confine della stessa. Secondo degli studi condotti da Moschovidis nel 1993 [25], gli sforzi orizzontali possono arrivare ad eguagliarsi durante il processo di iniezione, determinando una conformazione molto complicata delle fratture a causa del fatto che non esiste più una direzione preferenziale. Tramite iniezioni in più stadi si ottengono dunque geometrie molto complesse, con fratture che possono arrivare ad avere orientazioni differenti, connettendosi tra loro. Come è già stato discusso, la geometria della frattura dipende fortemente dallo stato tensoriale a

cui essa è sottoposta e dalle proprietà meccaniche della roccia, che descrivono come essa si deformerà sotto l'azione degli sforzi, solo in questo modo è possibile stabilire il livello di pressione a cui operare. Imponendo un valore sufficiente si provocherà l'apertura di una prima frattura all'interno di essa, con geometria prevedibile in funzione dell'orientazione degli sforzi nello spazio. In questa sezione si vuole dunque stabilire a tutti gli effetti un valore di pressione utile ad ottenere una frattura dalle dimensioni volute. A tale fine si è fatto uso di un Software in grado di restituire le quantità ricercate, esso opera con un metodo Monte Carlo e richiede in ingresso il valore dei parametri riportati in Tabella 2.2, per i quali bisogna ricercare un numero pari al minimo, al più probabile ed infine al massimo. I valori inseriti sono di seguito riportati:

Tabella 2.2 Valori minimi, più probabili e massimi forniti al Software al fine di definire della prima frattura

	valore minimo	valore più probabile	valore massimo
$\sigma_h$ [psi]	5,9000	5,9470	6,0000
$\sigma_H$ [psi]	7,3500	7,4230	7,5000
Modulo di Young E [psi]	4000000	4000050	4000100
Coefficiente di Poisson $\nu$ [-]	0,150	0,220	0,300
Diametro del foro [in]	9,625	9,625	9,700
Lunghezza della frattura [in]	6,00	6,00	6,00

Nella Tabella 2.2 viene riportata una lunghezza della frattura, si tratta di un dato iniziale necessario al programma per poter svolgere i calcoli dunque si consiglia di lasciare il valore preimpostato, pari a 6 pollici. Inoltre bisogna fornire al Software altri valori di cui si è già a conoscenza come la pressione di overburden o l'inclinazione del pozzo, la quale è nulla essendo verticale. A partire dalla conoscenza del gradiente di fratturazione che è stato stabilito essere pari a 1,35 s.g. grazie al Leak off test effettuato a 3052 metri, si sceglierà il valore della pressione di lavoro. Per poter avere un certo margine si opterà per un numero leggermente superiore, pari a 1,40 s.g. che tradotto nell'unità di misura richiesta dal programma corrisponde a circa 6077 psi, ossia 420 bar. Anche per quest'ultimo parametro è necessario fornire un intervallo di valori.

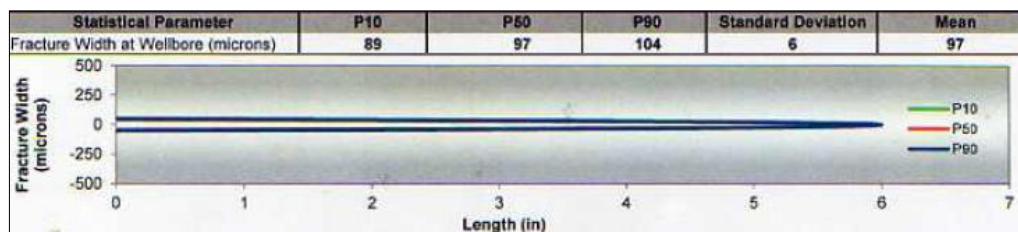


Figura 2.13 Simulazione della prima frattura ottenuta a 3052 metri con una pressione di 420 bar

La simulazione così ottenuta restituisce uno spessore della frattura pari a 97  $\mu\text{m}$ , rappresentata in Figura 2.13. La simulazione della prima frattura ottenuta a 3052 metri con una pressione di 420 bar che sembra non essere sufficiente se rapportato alla dimensione dei solidi presenti nello slurry da iniettare, in gran parte con diametro pari o minore a 300  $\mu\text{m}$ , di conseguenza è stata realizzata un'ottimizzazione sul valore della pressione da imporre in modo da ottenere uno spessore della frattura adeguato. Un valore di pressione pari a 7100 psi, corrispondenti a 490 bar, è risultato sufficiente per poter aprire una frattura che avesse uno spessore circa pari al 10% in eccesso rispetto alla dimensione più probabile delle particelle solide dello slurry. Una rappresentazione della sua geometria è riportata in Figura 2.14.

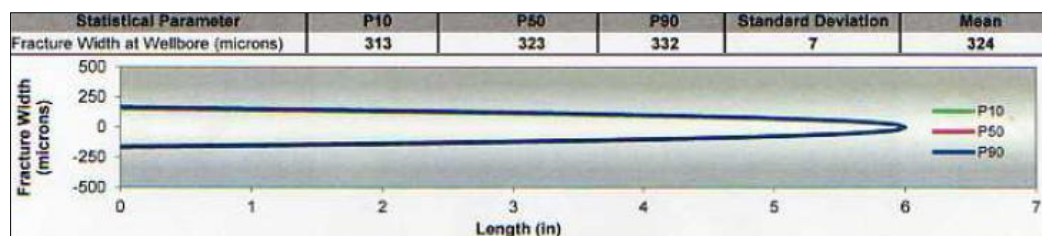


Figura 2.14 Simulazione della prima frattura ottenuta a 3052 metri con una pressione di 490 bar

In generale è bene chiarire che durante l'esecuzione del Leak off test, per il quale viene semplicemente utilizzato un classico fango di perforazione e non ancora lo slurry che verrà impiegato nel processo di Cuttings Re-Injection, la roccia viene già portata a frattura. La sua forma sarà approssimativamente pari a quella riportata in Figura 2.13. Per poter pianificare con cura le seguenti operazioni di iniezione è necessario però assicurarsi che la pressione imposta dalla pompa sarà sufficiente ad aprire della giusta quantità la frattura, per dare modo ai solidi di passare all'interno della stessa. La pressione in grado di



provocare un'apertura di circa 330  $\mu\text{m}$  è reputata sufficiente in quanto si tratta delle dimensioni che si otterrebbero solamente con la prima iniezione, esse aumenteranno notevolmente proseguendo con le operazioni, risultando così sufficienti. Questo aspetto è stato dimostrato cambiando il valore della lunghezza della frattura operando una simulazione alla profondità di 2529 metri, il Software ha evidenziato un incremento di 1127  $\mu\text{m}$  nello spessore della frattura passando da 312 a 1439  $\mu\text{m}$  a parità di tutte le altre condizioni aumentando semplicemente la lunghezza preimpostata di 6 pollici ad un valore di 50 pollici. I risultati possono essere confrontati in Figura 2.15.

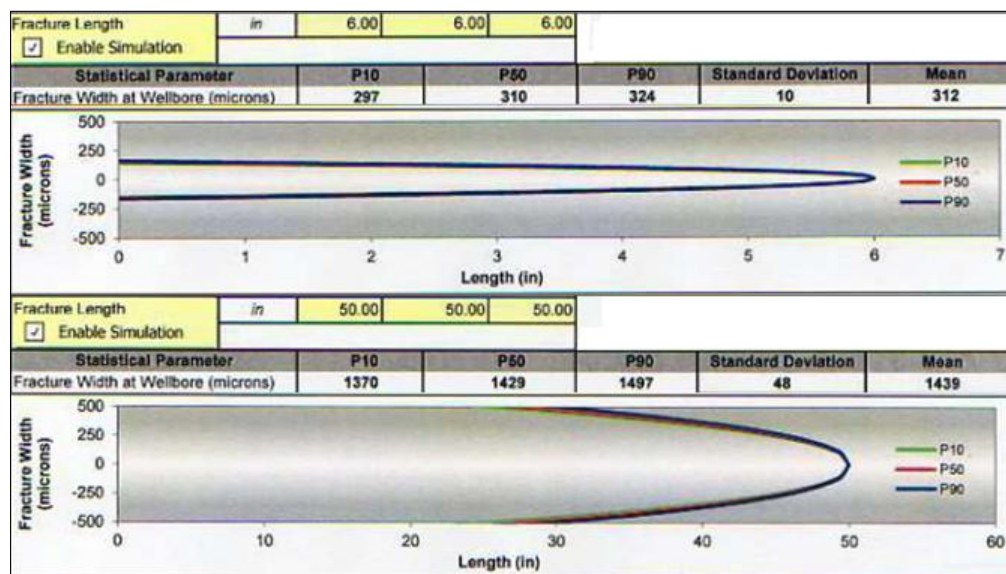


Figura 2.15 Variazione dello spessore di una frattura al variare della sua lunghezza

Di conseguenza dall'analisi appena condotta si può concludere che per iniziare una frattura adeguata se il sito non fosse già stato sottoposto ad una prima fratturazione tramite il leak off test sarebbe necessario garantire una pressione pari a 7100 psi. Nella pratica bisogna però considerare che questo valore è eccessivo in quanto nel sito è già presente una frattura, il corretto valore di pressione richiesta dovrà dunque essere calcolato tenendo presente questa importante osservazione.

### 2.5.2 Propagazione delle fratture

Se il fluido penetra nella formazione bisogna tenere conto di altri effetti prima di valutare lo stato di sforzo da superare per ottenere la propagazione di una frattura, in particolare si ha in generale un incremento degli sforzi in prossimità del pozzo e una loro diminuzione man mano che ci si allontana da esso. Sarà meno problematico continuare ad aprire una frattura preesistente rispetto alla necessità di spaccare la roccia per la prima volta, ci si aspetta perciò un valore richiesto nettamente inferiore. Una tipica espressione utile al calcolo della pressione necessaria per ottenere la propagazione di una frattura già esistente è la seguente:

$$p_{propag} = \frac{(3\sigma_h - \sigma_H - 2\eta p_p)}{2(1 - \eta)} \quad (2.37)$$

Dove il fattore  $\eta$  è una quantità propria della formazione e assume un valore tipico pari a 0,25. Da questa valutazione si ricava che la pressione necessaria per poter avere la propagazione di una frattura che risulti sufficientemente spessa per contenere le particelle solide dello slurry è pari a 5426,139 psi, i quali corrispondono a 374,22 bar. In conclusione sarà necessario garantire una pressione di 375 bar.

In ultima analisi si è deciso di operare una previsione dell'andamento dello slurry iniettato nel sottosuolo, a livello pratico è infatti di fondamentale importanza poter stabilire con precisione di quanto si allontanerà ed in quale direzione il quantitativo di composto inserito nella formazione. In funzione della direzione e del modulo degli sforzi insistenti sul sottosuolo è possibile prevedere sommariamente l'andamento della frattura, è stato provato da diversi esperti che essa tenderà a propagarsi principalmente in direzione perpendicolare allo sforzo minimo. Questo accade perché la capacità di aprire la roccia scavando un piccolo tunnel in essa è influenzata dagli sforzi che insistono sulle pareti che si sta tentando di allontanare al fine di procedere con l'apertura, il primo sforzo ad essere superato da un opportuno valore di pressione corrisponderà chiaramente a quello minimo, come conseguenza di ciò la frattura si propaga perpendicolarmente ad esso. Per capirne a fondo il suo andamento bisogna poi considerare il valore dell'altro sforzo orizzontale che, nella configurazione presa in esame rappresenta il valore medio, e di quello verticale, corrispondente al valore massimo. Man mano che la frattura procede si verifica un incremento degli sforzi nel sottosuolo, il conseguente aumento nel valore dello sforzo minimo può portare quest'ultimo ad eguagliare o superare quello verticale, di conseguenza l'andamento delle fratture risulta molto complicato da valutare.

A tale fine è stato utilizzato un apposito Software in grado di restituire una previsione di tale comportamento. La simulazione è stata impostata grazie alla conoscenza di tutti i dati relativi alle proprietà di ogni strato di formazione in termini di pressione dei pori, sforzi esistenti, modulo di Young, coefficiente di Poisson e temperatura del sito. Per quest'ultimo parametro sono stati forniti dei valori sensati a partire dalla temperatura media misurata nell'area geografica a cui si fa riferimento e considerando un tipico valore di gradiente di temperatura nel sottosuolo pari a circa 3°C/100 metri. Il Software richiede la conoscenza di tutte le proprietà fisiche dello slurry iniettato, come la sua densità e la concentrazione o la grandezza delle particelle solide, le quali verranno definite esaurientemente nel capitolo seguente. Esso richiede inoltre dei parametri che ne descrivano il comportamento reologico, anche per quanto riguarda queste ultime quantità seguirà una descrizione dettagliata nella parte successiva del lavoro. Per poter simulare il processo sono stati ipotizzati 30 fori di iniezione che si estendono nel pozzo dalla profondità di 3042,86 metri fino ai 3052 metri previsti. Come primo tentativo è stato impostato un processo di pompaggio che prevede un'iniezione di slurry ad una portata di 4,5 bbl/min fino a raggiungere il quantitativo totale di 100000 barili. Il metodo utilizzato dal software ha sfruttato un calcolo suddiviso in cinque passaggi, valutandone la propagazione nelle vicinanze fino a raggiungere il valore totale di volume iniettato, come si può osservare in Tabella 2.3 per l'iniezione del quantitativo di slurry programmato.

Tabella 2.3 Specifiche di ogni step effettuato dal Software fino a raggiungere il quantitativo totale di slurry

#	Simulation	Volume bbl	Length m	Width in	Height Above m	Height Below m
1	Base case	6.34	31.58	0.04	16.74	18.31
2	Base case	24990.00	390.75	0.42	155.36	961.64
3	Base case	50020.00	390.75	0.93	155.36	961.64
4	Base case	75010.00	390.75	1.00	155.36	961.64
5	Base case	100000.00	390.75	1.05	155.36	961.64

Al fine di assicurarsi che lo slurry non rimanga in una zona troppo vicina al pozzo al termine delle operazioni, si è progettato di aggiungere un quantitativo di acqua pari a 100 barili. I risultati ottenuti sono riportati nelle Figure in allegato A.3. I grafici riportati forniscono una completa descrizione dell'estensione del complesso di fratture nello spazio circostante il pozzo, specificandone i valori raggiunti lungo la direzione verticale fino alla quota superiore ed inferiore rispetto al punto di iniezione e descrivendone lo spessore e la lunghezza in orizzontale. Le dimensioni sono riportate considerandone l'avanzamento sia in

funzione del tempo sia in funzione dei volumi iniettati. Come si può leggere dai grafici riportati, il complesso di fratture si estende lungo la coordinata verticale fino a raggiungere la quota di circa 2890 metri e di 4010 metri nella parte superiore ed inferiore rispettivamente. Essa presenta uno spessore laterale di circa 2,8 centimetri, estendendosi da entrambe le parti simmetricamente rispetto al pozzo per una lunghezza di circa 196 metri. La voce *Injected Volume* rappresenta chiaramente la quantità totale iniettata mentre il *Leakoff Volume* indica la quantità di composto che penetra nella formazione allontanandosi rispetto allo spazio reso disponibile dalle fratture provocate idraulicamente, nel caso in esame aumenta nel primo tratto per poi assestarsi al valore di 27,5 m<sup>3</sup>. Un ulteriore grafico riporta anche il volume di frattura cumulato che viene reso disponibile nel tempo, esso potrebbe essere calcolabile note le dimensioni della frattura nelle tre direzioni, di cui si è già parlato. La *Injection Efficiency* è matematicamente calcolabile come il volume di frattura provocato rispetto al volume totale iniettato nel tempo, essa diminuisce partendo da un numero molto alto intorno al 90% fino a toccare circa il 14%. Maggiore è il suo valore minore sarà la quantità di slurry che penetra nella formazione e di conseguenza minore sarà il *Leakoff Volume*, indice di una bassa porosità della roccia in cui si sta operando.

Altre rappresentazioni grafiche indicano poi l'estensione della frattura in un piano bidimensionale, la disposizione dei solidi nello spazio, il valore della pressione all'interno della stessa ed infine i volumi contenuti. A tale fine è bene specificare la differenza tra la quantità indicata come *Proppant concentration* e quella indicata come *Proppant ratio*: la prima delle due indica la concentrazione di cuttings presente all'interno della frattura, la seconda rappresenta invece il volume di solidi rapportato al volume totale di slurry iniettato nella frattura. Infine con il termine *Net Pressure* ci si riferisce alla pressione percepita all'interno della frattura, la quale si annulla nel caso in cui essa riesca a richiudersi. Dagli andamenti qui riportati è bene specificare come in prossimità del punto di iniezione non vi sia una grande quantità di solidi, i quali rappresentano appena il 10-16%, raggiungendo il 62% solo in zone molto lontane dal punto di iniezione. Inoltre le dimensioni delle fratture createsi risultano più che sufficienti per accogliere lo slurry utilizzato nel presente progetto se paragonate con la grandezza delle particelle solide in esso presenti. Si può dunque concludere che si tratta di una simulazione più che soddisfacente in quanto rappresenta una distribuzione omogenea delle fratture nello spazio, che non si estende eccessivamente in una direzione in particolare evitando così eventuali rischi di contaminazione e che allo stesso tempo prevede una maggiore concentrazione dei detriti solidi lontano dal sito vicino all'apertura.

## Capitolo 3 Studio delle proprietà dello slurry

Dopo aver definito esaurientemente le caratteristiche della formazione rocciosa su cui si opera, è necessario studiare a fondo tutte le proprietà che spiegano il comportamento dello slurry. Questo composto influenzerà le scelte impiantistiche eseguite successivamente. L'utilizzo di una sospensione costituita da detriti solidi in un miscuglio liquido influenza in maniera determinante il progetto della macchina dedicata al suo pompaggio e quello di tutti i condotti che collegano le varie parti di impianto. Le sue proprietà fisiche, come si vedrà più avanti, sono funzione della roccia in cui è stata effettuata la perforazione responsabile della produzione di cuttings ma anche dell'impianto di preparazione e slurryficazione utilizzato.

### 3.1 Caratteristiche fisiche dello slurry

Lo slurry, come già anticipato in precedenza, è costituito da parti solide (cuttings), liquide (acqua, fango) ed infine da possibili additivi chimici. I principali componenti appena elencati sono rappresentati in Figura 3.1.



Figura 3.1 Immagini relative ai diversi componenti presenti in un tipico slurry utilizzato in un processo di Cuttings Re-Injection

### 3.1.1 Solidi presenti nello slurry

I solidi sono il componente più importante e variabile dello slurry, per definirne completamente le caratteristiche è necessario conoscerne la quantità presente, la grandezza ed infine la litologia, che comprende la forma approssimativa delle particelle, la loro composizione chimica ed il comportamento previsto. La strumentazione di laboratorio deve essere sufficiente per poter fornire tutte queste informazioni. Uno tra i principali strumenti utilizzati ci permette di ottenere la distribuzione della grandezza delle particelle (Particle size analyzer), esso analizza i solidi e restituisce un grafico riportante il valore di grandezza massimo, minimo e quello più presente in frequenza, con una distribuzione tipica simile a quella riportata in Figura 2.13.

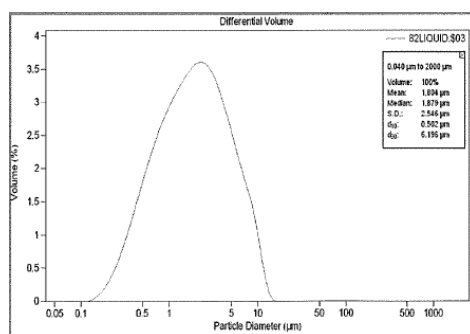


Figura 3.2 Esempio di immagine ricavata da un Particle size analyzer che esprime la distribuzione in frequenza delle dimensioni delle particelle analizzate

Un secondo strumento di fondamentale importanza (X-Ray Diffraction) determina la struttura delle particelle, analizzando quali tipi di materiali sono presenti in uno slurry ed in quale percentuale. Al fine di poter studiare a fondo il problema dal punto di vista della progettazione della macchina che dovrà essere in grado di fornire la pressione richiesta, è necessario sapere in modo particolare la grandezza delle particelle e la loro concentrazione. Questi parametri infatti influenzano pesantemente il comportamento dello slurry nel condotto, la velocità minima richiesta per avere sospensione dei solidi, il tipo di moto, il grado di deterioramento delle pale e moltissimi altri aspetti. Lo slurry utilizzato negli impianti di Cuttings Re-Injection presenta generalmente una percentuale non molto varia, che si assesta a valori compresi tra il 10% e il 20%. Nel caso preso in esame in particolare la percentuale studiata è pari al 20%, ciò permette di operare con una concentrazione ai limiti del range dei possibili valori, al fine di non avere volumi eccessivi di materiale da iniettare. Si tratta di una scelta accettabile dal punto di vista della progettazione dell'impianto, in quanto gli

studi eseguiti negli anni sul comportamento di ogni tipo di slurry hanno previsto la presenza di percentuali anche molto più elevate, riuscendo comunque ad ottenere un trasporto di quest'ultime con il flusso. La grandezza delle particelle dipende dal grado di frantumazione delle stesse operato dagli impeller dedicati a questo tipo di operazione nell'impianto di slurryficazione. Tutti gli slurry derivanti da processi di Cutting Re-Injection hanno generalmente una grandezza dell'ordine di qualche centinaio di micrometri. L'analisi della distribuzione della grandezza delle particelle effettuata con gli strumenti di laboratorio precedentemente elencati prevede che il 90% delle particelle analizzate abbia una dimensione del diametro minore di 300  $\mu\text{m}$ . Non essendo particolarmente fine la frantumazione ottenuta dal sistema, si prende in considerazione una distribuzione percentuale delle grandezze piuttosto uniforme, senza grandi differenze nella dimensione che indica il massimo valore possibilmente presente alle diverse percentuali considerate. Il 50% delle particelle avrà perciò una dimensione inferiore a 280  $\mu\text{m}$ , non troppo distante da quella individuata al 90%.

### **3.1.2 Problemi connessi con l'utilizzo di slurry**

I solidi presenti nello slurry in condizioni statiche rischiano di precipitare sul fondo nel tempo, la velocità con cui avviene questo processo è funzione della densità, della grandezza delle particelle e della viscosità. Si tratta del problema più cruciale quando si parla di slurry, in quanto una stabilizzazione inadeguata può portare a seri problemi, esso può però essere risolto con un suo accurato studio. Un modello di trasporto dei solidi può essere utilizzato per predire la velocità minima richiesta per avere il trascinarsi degli stessi. Grazie ad un'approfondita analisi è possibile stabilire il tempo massimo per il quale si può lasciare lo slurry in quiete. Il fenomeno di separazione appena spiegato è chiamato *settling*.

Quando la fase liquida dello slurry si libera da quella solida si parla di *syneresis*, essa può verificarsi con o senza precipitazione dei solidi sul fondo. Si tratta di un fenomeno molto pericoloso in quanto la posa può portare al bloccaggio del sistema. Il rischio che questo avvenimento si verifichi diminuisce se si aumenta la quantità di polimeri nel composto, mentre il rischio di avere *settling* aumenta notevolmente in presenza di *syneresis* siccome la separazione delle parti liquide comporta una minore capacità di sospensione dei cuttings. La Figura 3.3 ne riporta uno schema rappresentativo.

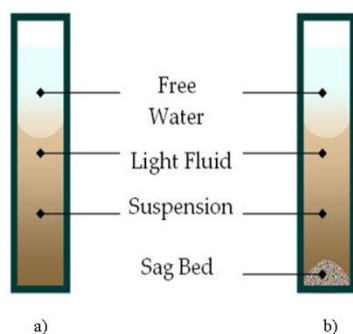


Figura 3.3 Immagine rappresentativa del fenomeno di sineresi a) con solidi in sospensione e b) abbinato al fenomeno di settling

Si parla invece di sagging quando a causa delle diverse densità dei componenti, essi stratificano. Si tratta di un fenomeno che si può verificare sia in condizioni statiche sia dinamiche, l'inclinazione più pericolosa per questo fenomeno è di 45°. Una rappresentazione del fenomeno in entrambe le condizioni di moto è riportata nella Figura 3.4.

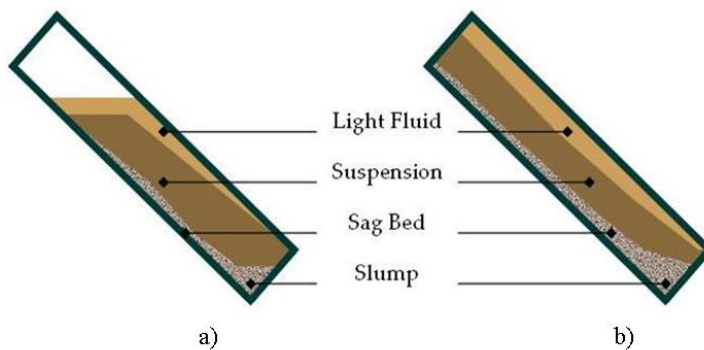


Figura 3.4 Immagine rappresentativa del fenomeno di sagging a) in condizioni statiche e b) in condizioni dinamiche

Un ulteriore fenomeno è il bloccaggio, che si verifica quando i solidi si depositano nei condotti di passaggio formando una barriera al flusso. Il rischio ovviamente aumenta se i condotti di passaggio presentano più cambiamenti di direzione, come rappresentato in Figura 3.5.



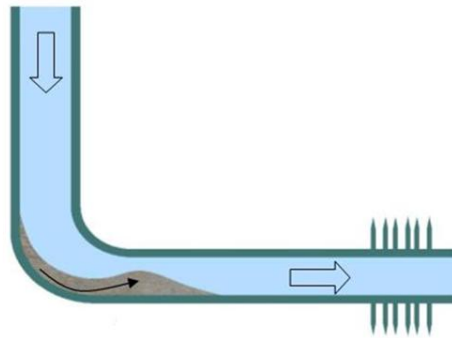


Figura 3.5 Immagine rappresentativa del fenomeno di bloccaggio in prossimità della curva di un pozzo orizzontale

Infine lo screenout è un fenomeno che si verifica quando la parte solida dello slurry si accumula nella parte finale del pozzo, ostruendo i punti di iniezione che portano alle fratture nel sottosuolo, anche per quest'ultimo fenomeno una rappresentazione schematica è riportata in Figura 3.6.

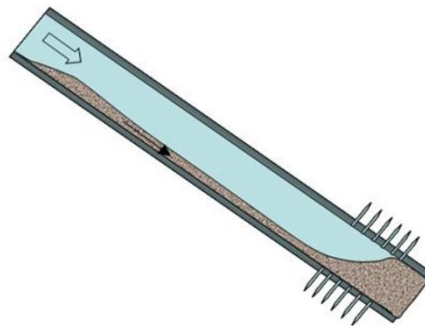


Figura 3.6 Immagine rappresentativa del fenomeno di screenout in prossimità del punto di iniezione

Per evitare tutte queste problematiche, è sufficiente studiare a fondo i componenti dello slurry, aggiungendo gli additivi necessari a garantire che i solidi rimangano in sospensione senza precipitare sul fondo o che i liquidi rimangano miscelati tra loro. L'aggiunta di elementi chimici appropriati garantisce di avere uno slurry omogeneo e stabile per un lungo periodo di tempo. Per poter evitare principalmente i fenomeni di settling e di syneresis vengono aggiunti dei polimeri viscosizzanti. Essi possono essere di origine

naturale (da piante, animali o da fermentazione batterica), modificati (con aggiunta di ioni calcio, magnesio o altri elementi chimici), ed infine ricavati sinteticamente (come prodotti derivati da petrolio o con aggiunta di molecole di piccole dimensioni). I polimeri possono inoltre avere struttura lineare (per esempio PHPA), ramificata (Starch, Xanthan Gum) oppure a maglie (Crosslinked Xanthan Gum). Tutti questi additivi aiutano il processo di trasporto dei solidi evitando i problemi sopra elencati grazie alla loro eccellente capacità di sospensione e al loro tipico comportamento tixotropico, il quale consiste nella tendenza a formare un gel. Nonostante questa loro attitudine possa risultare problematica in condizioni di quiete, prestando l'adeguata attenzione alla messa in moto del flusso, essa aiuta a risolvere i problemi in condizioni di moto. Hanno generalmente un alto peso molecolare e struttura ramificata e sono infine solubili in acqua.

All'aumentare della quantità di solidi presente nello slurry, è necessario incrementare anche l'aggiunta di polimeri, inoltre al diminuire della sezione di passaggio questa esigenza cresce ulteriormente. Come indicazioni generali per un diametro di circa 30,5 cm saranno sufficienti circa 1,5 ppb di polimeri per un contenuto del 25%, quantità valida anche per un contenuto del 20%, che si riduce invece ad 1 ppb se il contenuto percentuale si abbassa al 15%. Le quantità appena descritte vanno poi incrementate nel caso in cui il diametro di passaggio si riduca.

### **3.1.3 Altri parametri fisici del composto**

Oltre alle caratteristiche dei detriti solidi già analizzate in precedenza, soprattutto in termini di grandezza delle particelle e di concentrazione, è necessario definire tutte le altre proprietà fisiche dello slurry, principalmente in termini di densità.

La densità del composto ottenuto è di fondamentale importanza perché influenza le caratteristiche del moto del flusso nei condotti dell'impianto, la conformazione delle fratture ottenute nel sottosuolo e moltissimi altri aspetti. Il suo valore deve essere sufficiente a garantire la sospensione dei solidi, ma non eccessivo per limitare il dispendio energetico nella fase di pompaggio. Essa dipende dai valori di densità della parte solida e di quella liquida, a sua volta dipendente dai singoli valori di ogni suo componente. La miscela liquida sarà formata principalmente da acqua, ma anche dal fango che rimane intriso nei detriti prelevati dal sito di perforazione, dagli additivi aggiunti e da altri componenti in piccole quantità. In buona approssimazione si può ritenere che oltre al grande volume di acqua sia presente solo una quantità pari al 5% di olio. Questa ipotesi è attendibile in quanto molti dei polimeri viscosizzanti aggiunti

sono in polvere e dunque sono già considerati nella stima della fase solida (in ogni caso sono in percentuale minima rispetto alla quantità di acqua introdotta). Vari tipi di olio e di lubrificanti sono poi aggiunti al fango durante la fase di perforazione, al fine di avere delle buone condizioni meccaniche in corrispondenza dello scalpello. Essi sono particolarmente indicati quando si perfora con fanghi acquosi in formazioni attive o sfaldabili per prevenire eventuali prese di batteria dovute all'eccessiva presenza di solidi fini nel fango. I lubrificanti servono a ridurre l'attrito tra la batteria e le pareti del foro, aumentando la velocità di perforazione dello scalpello ed allontanando il rischio di impastamento. La percentuale ipotizzata è dunque giustificabile per rappresentare uno scenario al limite costruttivamente più critico tenendo presente che, ad eccezione dei casi in cui il fango è giudicato non più riutilizzabile, la maggior parte di esso viene allontanato dai cuttings tramite un'iniziale separazione solido-liquido prima della loro triturazione. In letteratura è possibile trovare un valore di densità medio per l'olio presente, pari a 900 g/l. La miscela costituita dalle fasi liquide avrà perciò una densità basata sulla media pesata di quelle dell'acqua e dell'olio, pari a 999,5 kg/m<sup>3</sup>. Per quanto riguarda la fase solida invece, è possibile trovare in letteratura un valore approssimativo caratteristico del tipo di geologia in cui si opera, che consiste in sabbia consolidata, esso può variare tra i 1500 e i 2000 kg/m<sup>3</sup>. Facendo riferimento allo specifico tipo di roccia presente nella formazione del caso in esame si ottiene una massa volumica pari a 1752 kg/m<sup>3</sup>. Grazie a queste informazioni è ora possibile ricavare il valore di densità dello slurry come media pesata sulle quantità dei singoli componenti, individuando un valore di 1150 kg/m<sup>3</sup>. In generale lo slurry impiegato negli impianti di Cuttings Re-Injection presenta un intervallo di possibili valori di densità tra 8,6 e 11,5 lb/gal che corrispondono a 1031 e 1379 kg/m<sup>3</sup>.

### **3.2 Viscosità e reologia dei fluidi**

La reologia è la scienza che studia il flusso e le deformazioni della materia, ossia gli equilibri raggiunti da essa per effetto delle sollecitazioni. Quando un fluido è sottoposto ad una forza esterna subisce una deformazione e le posizioni reciproche dei suoi elementi cambiano, eseguendo delle misurazioni su di esso è possibile determinare quale sarà il suo comportamento in certe condizioni di pressione, temperatura e sforzo.

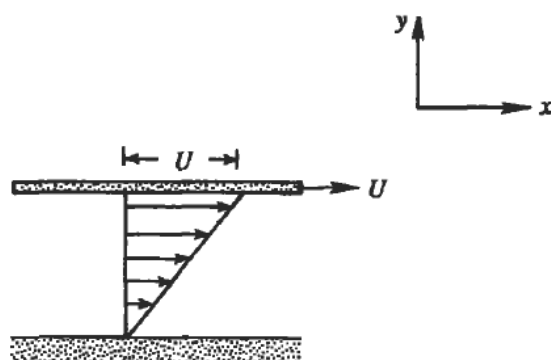


Figura 3.7 Schema di distribuzione della velocità per un fluido tra due lastre di cui una in quiete ed una in movimento.

Consideriamo due lamine poste tra un fluido con velocità iniziale nulla. Mettendo in movimento una delle due con velocità  $U$ , per la condizione di aderenza, i filetti di fluido nelle vicinanze di quest'ultima tenderanno a mettersi in moto assumendo la sua velocità. Siccome la parte di fluido a contatto con la lamina ferma tenderà a rimanere in quiete, la distribuzione di velocità sarà lineare come si può notare in Figura 3.7, secondo la seguente legge:

$$u = \frac{U}{h}y \quad (3.1)$$

dove  $h$  è la distanza tra le lastre. Di conseguenza  $u$  assume valore nullo per  $y$  nullo, ossia in corrispondenza della lamina in quiete, mentre eguaglia il valore di  $U$  quando la coordinata  $y$  raggiunge il valore di  $h$ , uniformandosi alla velocità della lamina in moto. In queste condizioni la viscosità può essere vista come la resistenza che il fluido oppone al moto, matematicamente esprimibile nella seguente relazione:

$$\tau = \mu \frac{\partial u}{\partial y} \quad (3.2)$$

Dove  $\tau$  rappresenta lo sforzo di taglio, ossia la forza applicata per unità di superficie, il termine  $\frac{\partial u}{\partial y}$  (oppure  $\gamma$ ) esprime come varia la velocità lungo la coordinata  $y$  dando un'idea della deformazione subita ed infine  $\mu$  è la viscosità dinamica, che dimensionalmente è una pressione per un tempo. La relazione può essere rappresentata nel grafico riportato in Figura 3.8.

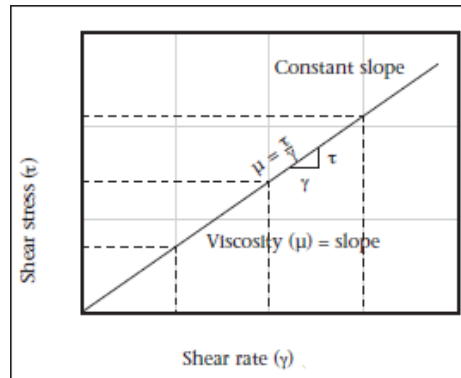


Figura 3.8 Andamento degli sforzi in funzione della velocità di deformazione per un fluido Newtoniano

La viscosità non è costante bensì varia con la temperatura, risulta crescente con essa per i gas, decrescente per i liquidi. Questa differenza è dovuta al fatto che nei liquidi l'attrazione reciproca tra le molecole si attenua all'aumentare della temperatura, mentre negli aeriformi la viscosità dipende dalla velocità di movimento delle molecole, che come è noto aumenta con la temperatura. Essa varia poi proporzionalmente alla pressione. Nel caso dell'acqua il comportamento è più complesso, con una variazione del valore molto poco significativa. La relazione appena scritta non è valida universalmente per ogni tipo di fluido, nonostante sia assunta convenzionalmente in molte applicazioni della meccanica dei fluidi.

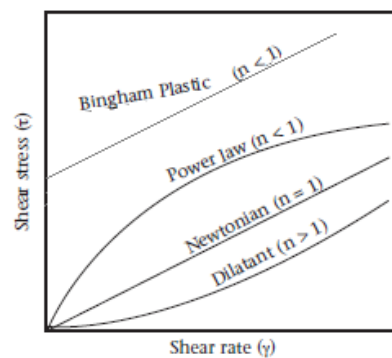


Figura 3.9 Rappresentazione grafica della reologia per i diversi tipi di modelli presentati

La Figura 3.9 riporta i diversi modelli di comportamento per più fluidi, come si può notare solo per quelli Newtoniani esiste un vero legame lineare tra lo sforzo

e la velocità di deformazione, conforme al modello sopra riportato. In questo caso ad uno sforzo nullo corrisponde una deformazione altrettanto nulla, mentre non appena lo sforzo aumenta, la deformazione lo segue in maniera lineare. La Figura 3.9 riporta poi un modello molto simile al precedente, che rappresenta i fluidi alla Bingham, per i quali è ancora esistente un legame lineare tra sforzo e deformazione ma esiste una soglia denominata Yield Point al di sotto della quale i valori di sforzo non sono sufficienti a provocare una deformazione e dunque uno stato di moto nel fluido. Questo comportamento è dovuto al fatto che le strutture interne formatesi nel fluido si distruggono solo per valori di sforzo maggiori di tale soglia. Fluidi di questo tipo obbediscono perciò alla seguente legge:

$$\tau = \tau_0 + K_B \frac{\partial u}{\partial y} \quad (3.3)$$

Dove  $\tau_0$  è lo Yield Point mentre  $K_B$  è un coefficiente denominato viscosità plastica che tiene sempre conto del livello di viscosità del fluido in questione.

Due altre tipologie comportamentali riportate in Figura 3.9 sono quella dei fluidi dilatanti, che presentano inizialmente deformazioni molto grandi anche per piccoli sforzi di taglio, poi tendono ad avere un comportamento più simile a quello dei fluidi Newtoniani ed infine quella dei fluidi pseudoplastici, i quali presentano invece piccoli incrementi del valore di deformazione per alti incrementi di sforzi di taglio nella fase iniziale, per poi tendere anch'essi ad un comportamento più simile a quello dei fluidi Newtoniani. Entrambi i modelli possono essere espressi da una legge di potenza del seguente tipo:

$$\tau = K\gamma^n \quad (3.4)$$

Dove l'esponente  $n$  risulta essere maggiore di uno per i fluidi dilatanti e viceversa per quelli pseudoplastici, dalla relazione si vede bene come con questi modelli si perde la linearità tra  $\tau$  e  $\gamma$ .

### 3.3 Viscosità e modello reologico dello slurry

Il primo passo per poter definire in modo completo lo slurry ottenuto nel sito è la caratterizzazione di tutte le quantità che possono influire sulla progettazione della pompa così come sul comportamento delle fratture nella roccia conseguente all'iniezione. Alcuni di questi parametri sono ambientali e legati perciò alle condizioni operative a cui si esegue il processo, altri di essi sono influenzati dal processo di ottenimento dello stesso. Un aspetto di fondamentale importanza per poter caratterizzare lo slurry è la ricerca di un modello reologico

che si adatti bene al suo comportamento. Trattandosi di un composto con all'interno parti solide non è semplice riuscire ad ottenere un buon modello che soddisfi a pieno le sue esigenze, nonostante ciò diversi studi effettuati su più campioni di slurry hanno permesso di individuare la migliore soluzione per definirne il comportamento. Si è già visto come le leggi che descrivono i fluidi siano molteplici e dipendano dalla loro risposta in termini di sforzo all'applicazione di una forza esterna che tenda a metterli in movimento, provocando differenze di velocità tra le sue parti. Nel cercare di definire a pieno il modello reologico di uno slurry, una delle proprietà più difficili da quantificare è la sua viscosità, per la quale esistono diverse tecniche di misura, non sempre disponibili nel sito in cui si opera. Come indicazione generale è possibile affermare che uno slurry può essere considerato in buona approssimazione un fluido Newtoniano se la quantità di solidi presenti non supera il 10-20%, per quantità superiori è bene sviluppare uno studio basato sul modello dei fluidi alla Bingham. Essendo la percentuale di solidi presente nello slurry qui analizzato vicina alla soglia, si è deciso di sviluppare entrambi i metodi, per avere una trattazione più completa. A tale fine si vuole precisare come il modello di fluido alla Bingham sia in ogni caso la scelta più affidabile e coerente.

### 3.3.1 Tecniche di misura della viscosità



Figura 3.10 Viscosimetro a rotazione

Nell'industria petrolifera, così come in molti altri campi, il principale strumento di misura della viscosità di un fluido è il viscosimetro a rotazione, visibile in Figura 3.10. Nel settore il modello più utilizzato è il Fann VG Meter, si tratta di

uno strumento dotato di due cilindri concentrici, di diametro 3,7 cm e 3,4 cm e lunghezza di 8,7 cm e 3,8 cm rispettivamente, nello spazio anulare formatosi tra essi viene posto il fluido da testare. Il più esterno dei due è messo in rotazione da un motore elettrico a velocità costante, producendo così un momento torcente sul fluido. Una scala graduata ne misura il valore in corrispondenza del cilindro più interno, il quale tende ad essere messo in rotazione per effetto del fluido circostante che a sua volta è stato messo in rotazione dal cilindro più esterno. La prova viene effettuata versando il fluido nell'apposito spazio, livellandone la superficie se necessario e portandolo alla temperatura di prova di 49 °C, esso viene monitorato con una termocoppia e mescolato lentamente. Quando le condizioni operative sono state raggiunte, il motore viene acceso e collegato al cilindro esterno, quest'ultimo viene fatto funzionare alla velocità di 600 rpm e la lettura sulla scala graduata viene registrata, successivamente si abbassa la velocità di rotazione a 300 rpm grazie ad un sistema ad ingranaggi e, dopo aver atteso il ripristino della stazionarietà delle condizioni di prova, viene registrato il nuovo valore ottenuto sulla scala graduata. Le letture possono dunque essere sfruttate per avere un'indicazione sul valore dello sforzo di taglio del fluido, il quale deriva dalla differenza di velocità che si viene a creare tra le sue parti ponendo in rotazione il cilindro più esterno ma mantenendo fisso quello più interno. Indicando con  $\theta$  il valore della lettura ottenuta sulla scala graduata e con  $\omega$  la velocità di rotazione del motore si possono determinare lo sforzo di taglio e la velocità di deformazione, indicata con  $\gamma$ , nel seguente modo:

$$\gamma = 1,703 * \omega \quad (3.5)$$

$$\tau = 1,0678 * \theta \quad (3.6)$$

A partire dal risultato ottenuto da questi esperimenti, condotti a due velocità di rotazione diverse, è possibile definire tutte le quantità utili a poter caratterizzare completamente il modello di un fluido Newtoniano. Nel caso in cui esso presenti un comportamento più complesso è necessario quantificare gli altri parametri che compaiono nella legge reologica.

La viscosità plastica rappresenta la parte di resistenza al flusso dovuta all'attrito meccanico, è influenzata dalla potenziale presenza di solidi, dalla loro forma e grandezza, dall'eventuale esistenza di polimeri a catena lunga, dal tipo di emulsionanti e additivi presenti, oltre che dalla viscosità della sola parte liquida. Per aumentarne il valore è bene operare delle modifiche che abbiano come scopo l'ottenimento di un numero maggiore di particelle solide di dimensioni minori, in modo da incrementare la superficie esposta delle stesse, oltre ad aumentare semplicemente la percentuale di solidi presente, se possibile. La fase liquida influenza molto la viscosità ottenuta, anche in relazione al valore di temperatura a cui si trova il fluido. La viscosità plastica  $K$  può essere calcolata come differenza tra le letture alle due differenti velocità di rotazione:



$$K = \theta_{600} - \theta_{300} \quad (3.7)$$

Ottenendo così un valore in centiPoise ossia in milliPascal per secondo.

Si possono ora esprimere i modelli reologici anche più complicati come quelli per fluidi pseudoplastici o dilatanti. Per entrambi è stata fornita una legge di potenza del tipo:

$$\tau = K\gamma^n \quad (3.8)$$

Essa è valida, come è già stato introdotto in precedenza, a patto di considerare l'esponente  $n$  maggiore di uno per fluidi dilatanti e minore di uno per quelli pseudoplastici. Si tratta di un modello più complicato siccome si perde la linearità che invece si riusciva a mantenere ancora nel passare da un fluido Newtoniano ad uno non Newtoniano come il Bingham, d'altra parte questo modello presenta il vantaggio di partire comunque dall'origine degli assi. Il valore dell'esponente  $n$  dà un'idea di quanto il comportamento del composto si discosta dalla linearità come si può vedere in Figura 3.11, dove all'aumentare di  $n$  ci si sposta verso un modello sempre meno lineare. Il parametro  $K$  d'altra parte, corrisponde a  $\tau$  quando  $\gamma$  raggiunge il valore unitario, perciò è indice degli sforzi tangenziali in condizioni di bassa velocità.

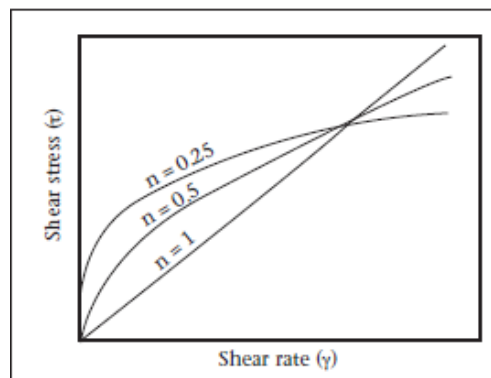


Figura 3.11 Influenza del parametro  $n$  sulla forma della curva che rappresenta l'andamento degli sforzi in funzione della velocità di deformazione

Per poter esprimere le quantità che compaiono nella legge a partire dalle misurazioni fatte in via sperimentale, sono state redatte delle apposite equazioni, valide a seconda del tipo di moto esistente, per moto turbolento:

$$n_t = \frac{\log\left(\frac{\theta_{600}}{\theta_{300}}\right)}{\log\left(\frac{1,022}{511}\right)} \quad (3.9)$$

$$K_t = 5,11 \frac{\theta_{300}}{511^{n_p}} \quad (3.10)$$

Mentre per moto laminare:

$$n_l = \frac{\log\left(\frac{\theta_{100}}{\theta_3}\right)}{\log\left(\frac{170,2}{5,11}\right)} \quad (3.11)$$

$$K_l = 5,11 \frac{\theta_{100}}{170,2^{n_a}} \quad (3.12)$$

La lettura  $\theta_{100}$  che compare nella relazione non è generalmente disponibile, non trattandosi di una velocità di rotazione solitamente utilizzata, dunque viene ricavata nel seguente modo:

$$\theta_{100} = \theta_{300} - 2 \frac{\theta_{600} - \theta_{300}}{3} \quad (3.13)$$

Il valore dell'esponente  $n$  dipende molto dalla grandezza delle particelle, aggiungendo dei contaminanti che incrementino la coalescenza tra le particelle si ottengono solidi di dimensioni maggiori, con una conseguente diminuzione del parametro  $n$  ed aumento di  $K$ . Quest'ultimo dipende inoltre dalla quantità di solidi presenti, a cui è direttamente proporzionale.

Un altro importante valore che caratterizza il comportamento di un composto è lo yield point, esso rappresenta la soglia da dover superare per ottenere un movimento ed è influenzato dalle forze attrattive tra le molecole del fluido che determinano una resistenza al flusso. Lo yield point dipende fortemente dalla concentrazione volumetrica e dalle proprietà dei solidi contenuti, oltre che dalla quantità e tipologia di ioni presenti. In alcune applicazioni può essere utile avere un valore consistente di yield point al di sotto del quale non si ottiene una deformazione. Per incrementare tale valore è opportuno dunque introdurre contaminanti solubili come sale, cemento o anidridi che tendono ad essere molto reattivi oppure utilizzare dei polimeri. Altri metodi efficaci possono essere l'introduzione di più elementi inerti, diminuendo così le distanze tra le particelle ed incrementando di conseguenza le forze attrattive o repulsive oppure infine spezzare le catene presenti dando la possibilità a nuove catene di formarsi, determinando nuovi agglomerati disorganizzati che ostacolano il movimento del composto. Anche lo yield point può essere calcolato a partire dai risultati ottenuti dal Fan VG Meter, esprimendone il valore direttamente in Pascal. Una relazione

frequentemente utilizzata si basa inoltre sulla conoscenza della viscosità plastica, dunque questo termine può essere espresso in due modalità:

$$\tau_0 = 0,4788(2\theta_{300} - \theta_{600}) \quad (3.14)$$

$$\tau_0 = 0,4788(\theta_{300} - PV) \quad (3.15)$$

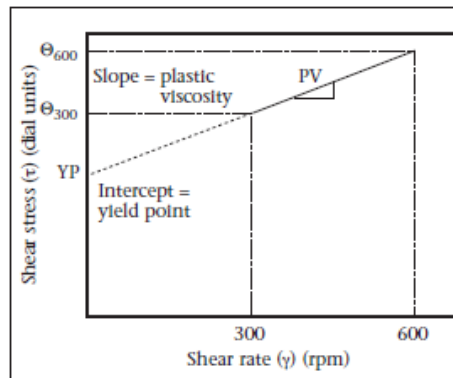


Figura 3.12 Rappresentazione grafica del significato fisico dello yield point e della viscosità plastica

Nella Figura 3.12 sono rappresentate le quantità analizzate.

La misura della viscosità, come si è già detto, è influenzata dal valore di temperatura e di pressione a cui viene effettuata la prova. L'effetto di tale variazione si ripercuote in maniera diversa sul composto a dipendere dai fluidi di cui esso è costituito, per i quali le ipotesi di incompressibilità possono essere valide in buona approssimazione oppure no. Diversi studi di laboratorio hanno permesso di fornire delle relazioni in grado di restituirne il valore ad una temperatura o pressione diversa da quelle di riferimento per una certa condizione operativa, nella quale la viscosità è nota:

$$\mu(T_2) = \mu(T_1)^{\left[\beta \frac{T_2 - T_1}{T_2 T_1}\right]} \quad (3.16)$$

$$\mu(p_2) = \mu(p_1)^{\left[\alpha(p_2 - p_1)\right]} \quad (3.17)$$

I coefficienti  $\alpha$  e  $\beta$  che compaiono nelle equazioni, vanno determinati per ogni tipologia di fluido e di condizione di sollecitazione.



Figura 3.13 Marsh Funnel

In moltissime applicazioni pratiche si preferisce avere un'alternativa al viscosimetro a rotazione. Quando la caratterizzazione del composto utilizzato viene effettuata direttamente sul sito dove si eseguono i lavori di perforazione, si preferisce ricavare una valutazione di massima della viscosità con uno strumento nettamente meno complesso: il Marsh Funnel, visibile in Figura 3.13. Si tratta di un dispositivo molto semplice, costituito da due pezzi: un imbuto ed un dosatore. Esso viene utilizzato riempiendo l'imbuto con il composto da analizzare mantenendone bloccata l'apertura più stretta, per poi lasciare la possibilità al composto di fluire ed analizzare il tempo necessario a riempire il contenitore che è stato preventivamente posto nella parte inferiore. Il dosatore che viene riempito ha delle linee nella parte interna che quantificano il volume raccolto, si valuta il tempo totale che il processo ha richiesto per avvenire quando il livello raggiunge la tacchetta superiore. Il volume così ricavato corrisponde ad un quart, unità di misura circa pari ad un litro (946 ml per precisione), di conseguenza la valutazione di massima della viscosità del composto viene espressa in secondi al quart. Questa procedura non restituisce ovviamente una caratteristica del composto direttamente utilizzabile per definirne la reologia, ma si tratta di un'indicazione comoda a livello pratico, soprattutto al fine di confrontare eventuali cambiamenti di comportamento di un certo composto ricavato da uno specifico sito in giorni consecutivi. Come sempre, il risultato ottenuto dalla prova dipende dalla temperatura a cui essa è stata effettuata.

Nel caso in esame non è stato possibile avere a disposizione dei dati ricavati da prove effettuate su un viscosimetro a rotazione, perciò è stato necessario studiare il comportamento dello slurry lungo l'imbuto, in quanto da prove effettuate in sito è stata definita una viscosità al Marsh Funnel di 57 s/qrt. Nel fare questa operazione è stato ricavato un valore di viscosità ipotizzando che il composto utilizzato non si discosti eccessivamente dal modello di fluido

Newtoniano, dunque è stato effettuato un calcolo sulla base di questa legge, più avanti questo valore sarà poi confrontato con il risultato ottenuto tramite un procedimento che tenga conto del corretto comportamento di uno slurry.



Figura 3.14 Vista di un Marsh Funnel in cui si può notare la presenza di una griglia nella parte superiore dello strumento

È nota la geometria dell'imbuto, il quale ha diametro maggiore pari a 15,24 cm che si restringe per una lunghezza di 30,5 cm fino a raggiungere il diametro di 0,5 cm oltre cui si ha un tubo di 5,1 cm di lunghezza, per una capacità totale di 1500 ml. Nella parte alta metà dell'apertura è coperta da una griglia, come si può vedere dalla Figura 3.14. Grazie a tutti i dettagli geometrici è stato modellato il flusso dello slurry attraverso lo strumento.

È possibile scrivere il bilancio di forze prendendo come volume di controllo la parte finale dell'imbuto, costituita dal tubo di lunghezza  $h$  e diametro  $D$  (o raggio  $R$ ), sulle sezioni di area nella parte alta e bassa insiste una differenza di pressione  $\Delta p$  mentre lungo la superficie laterale si individuano gli sforzi  $\tau$  responsabili dell'opposizione al moto:

$$\tau 2\pi R h = \Delta p \pi R^2 \quad (3.18)$$

Scrivendo l'espressione per un generico diametro  $d$ :

$$\tau \pi d h = \Delta p \pi \frac{d^2}{4} \quad (3.19)$$

Essendo gli sforzi  $\tau$  esprimibili come:

$$\tau = \mu_{Newton} \frac{\partial V}{\partial r} \quad (3.20)$$

È possibile riscrivere il bilancio di forze del seguente modo:

$$\mu_{Newton} \frac{\partial V}{\partial r} \pi dh = \Delta p \pi \frac{d^2}{4} \quad (3.21)$$

Sviluppando l'equazione a variabili separabili:

$$\mu_{Newton} dV = \Delta p \frac{d}{4h} dr \quad (3.22)$$

Ed integrando:

$$\int_{V(R)}^{V(r)} \mu_{Newton} dV = \int_R^r \Delta p \frac{d}{4h} dr = \int_R^r \Delta p \frac{2r}{4h} dr = \int_R^r \Delta p \frac{r}{2h} dr \quad (3.23)$$

$$\mu_{Newton} [V(r) - V(R)] = \frac{\Delta p}{2h} \left( \frac{r^2}{2} \right)_R^r = \frac{\Delta p}{4h} (r^2 - R^2) \quad (3.24)$$

In accordo con la condizione di aderenza, la velocità in corrispondenza del raggio esterno  $R$  deve essere nulla, perciò l'espressione viene così semplificata:

$$\mu_{Newton} [V(r)] = \frac{\Delta p}{4h} (r^2 - R^2) \quad (3.25)$$

Considerando un infinitesimo di raggio  $dr$  su cui si disegna un'area circolare infinitesima, si può definire la portata volumetrica integrando la portata infinitesima passante per quest'area circolare lungo tutta la circonferenza come segue:

$$Q = \int_0^R 2\pi r dr V(r) \quad (3.26)$$

Nell'espressione appena scritta è possibile sostituire la velocità, che è una funzione del raggio, grazie all'equazione trovata precedentemente dal bilancio di forze sul volume di controllo:

$$Q = \int_0^R 2\pi r \left[ \frac{\Delta p}{4\mu_{Newton} h} (r^2 - R^2) \right] dr \quad (3.27)$$

Da cui, sviluppando alcuni conti ed esprimendo la differenza di pressione come:

$$\Delta p = \rho gh \quad (3.28)$$

Si ottiene:

$$Q = \frac{\pi \Delta p}{8\mu_{Newton} h} R^4 = \frac{\pi \rho gh}{8\mu_{Newton} h} R^4 = \frac{\pi \rho g}{8\mu_{Newton}} R^4 \quad (3.29)$$

Avendo a disposizione un'informazione di viscosità espressa da un rapporto tra un tempo ed un volume, essa è dimensionalmente il reciproco di una portata volumetrica perciò si può scrivere:

$$\frac{1}{\mu_{Marsh\ Funnel}} = \frac{\pi \rho g}{8 \mu_{Newton}} R^4 \quad (3.30)$$

Da cui si ricava:

$$\mu_{Newton} = \frac{\pi \rho g R^4}{8} \mu_{Marsh\ Funnel} \quad (3.31)$$

Infine si può finalmente calcolare un valore di viscosità per il composto utilizzato, sostituendo i valori di densità, viscosità al Marsh Funnel e raggio geometrico dello strumento utilizzato:

$$\mu_{Newton} = 0,008586 [Pa * s] \approx 8,6 * 10^{-3} [Pa * s] \quad (3.32)$$

### 3.3.2 Il fango di perforazione

Un tipico fango di perforazione ha un comportamento che non è esaurientemente spiegato dai modelli comportamentali solitamente studiati come i fluidi Newtoniani, Bingham, pseudoplastici o dilatanti. Come si può vedere in Figura 3.15, il fango di perforazione ha un andamento degli sforzi rispetto alla variazione di velocità nello spazio leggermente diverso da quello dei fluidi Bingham, dal quale si distacca principalmente ai bassi valori di velocità

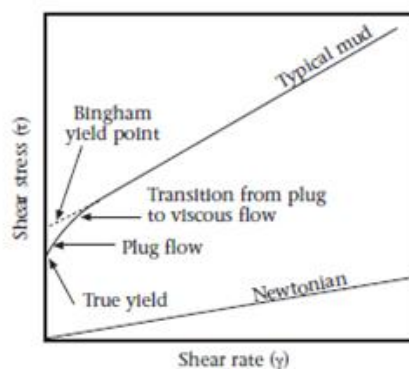


Figura 3.15 Reologia di un tipico fango da perforazione

Questo comportamento ad intercetta positiva è giustificato dal fatto che a bassi valori di velocità, quando il composto deve mettersi in moto, la sua conformazione oppone una maggiore resistenza al flusso rispetto ad un semplice fluido Newtoniano. Il rapporto tra  $\tau$  e  $\dot{\gamma}$  non è costante bensì varia lungo la curva come si può notare dal grafico. Questi composti non sono dunque caratterizzati da un unico valore di viscosità in grado di descriverli esaurientemente in ogni condizione, per dare un'indicazione di massima della viscosità mostrata dal composto in una data condizione perciò, si preferisce spesso fare riferimento ad un valore di viscosità effettiva, calcolata come il rapporto tra lo sforzo di taglio e il  $\dot{\gamma}$  caratteristici della condizione operativa analizzata. Un esempio di questa valutazione è riportato in Figura 3.16, dove sono rappresentate tre viscosità effettive relative a tre differenti condizioni operative

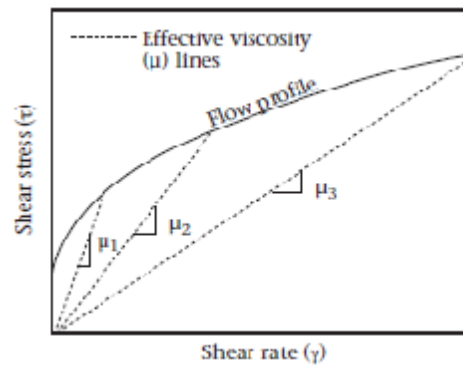


Figura 3.16 Valutazione della viscosità effettiva per tre condizioni di sforzo

Un tipico fango da perforazione richiede dunque l'utilizzo di una legge comportamentale nuova, che tenga conto del suo diverso andamento rispetto alle altre leggi fino ad ora analizzate. La ricerca della legge più appropriata per descriverne il comportamento ha portato alla stesura del modello di Herschel-Bulckley. Esso tiene conto del fatto che il composto analizzato ha al suo interno una certa percentuale di solidi ed è un compromesso tra la legge di potenza e quella che descrive i fluidi alla Bingham, come rappresentato in Figura 3.17. A tal fine il modello prevede una dipendenza esponenziale dello sforzo  $\tau$  da  $\dot{\gamma}$  con in aggiunta un valore di yield point da superare ai bassi valori di velocità:

$$\tau = \tau_0 + K\dot{\gamma}^n \quad (3.33)$$

Anche questo tipo di modello può essere dedotto dagli esperimenti condotti con il viscosimetro a rotazione.



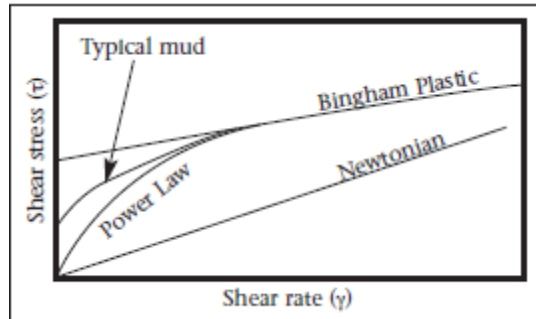


Figura 3.17 Confronto tra l'andamento degli sforzi in funzione della velocità di deformazione per le leggi reologiche analizzate e per un fango da perforazione

Il moto di uno slurry attraverso un condotto in condizioni laminari presenta un andamento delle velocità lungo il raggio simile alla classica parabola ma con una forma appiattita nella parte centrale, dovuta alla presenza di particelle che, tendendo a formare dei legami ai bassi valori di  $\gamma$ , portano il fango a comportarsi come un solido. La parte centrale piatta è più pronunciata al diminuire dell'esponente  $n$  il quale sta indicando un comportamento sempre più distante da quello di un classico fluido Newtoniano, per cui sarebbe semplicemente unitario. Questo aspetto è ben evidenziato nella Figura 3.18, dove si può osservare che ad un valore unitario di  $n$  corrisponde la classica parabola tipica del moto laminare, che tende ad appiattirsi sempre di più al diminuire dello stesso.

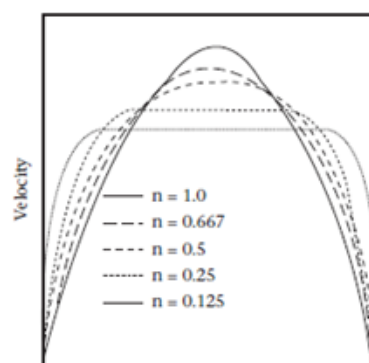


Figura 3.18 Effetto del parametro  $n$  sulla distribuzione delle velocità in un condotto

### 3.3.3 Modello reologico proposto per lo slurry

La ricerca di un modello che spieghi esaurientemente il comportamento di uno slurry si basa principalmente sulla conoscenza dei liquidi o solidi che lo compongono. Come si è già visto quest'ultimo è una miscela di liquidi di cui il costituente principale è l'acqua, esso può comprendere additivi ed olio di vario tipo oltre a scarti di fango da perforazione in percentuale maggiore o minore a seconda che quest'ultimo venga il più possibile separato fisicamente dai cuttings per poter essere riutilizzato o che venga totalmente lasciato nel composto se giudicato non ulteriormente utile. A questa miscela sono aggiunti solidi in concentrazione diversa a seconda delle condizioni operative a cui si svolge il processo. Un'analisi attenta dei suoi costituenti porta alla conclusione che uno slurry sarà principalmente influenzato dal comportamento dell'acqua, essendo in ogni caso quest'ultima il componente percentualmente predominante. Nella ricerca di un modello adatto alla sua descrizione non si potrebbe ovviamente prescindere dalla presenza del fango che come si è già visto segue bene il modello di Hershel-Bulkley e di ulteriori solidi derivanti dal processo di perforazione.

Negli ultimi tempi questa problematica ha acquisito importanza sempre maggiore, considerando che molti fluidi hanno un comportamento simile a quello studiato, tra essi si ricordano alcuni polimeri e certi prodotti dell'industria alimentare o farmaceutica. In modo particolare nel campo medico i progressi sono stati molteplici negli ultimi anni in quanto il sangue è un fluido che può essere considerato come una soluzione in cui si hanno particelle in sospensione. Oltre alla ricerca di un modello coerente con il comportamento del fluido, questa applicazione prevede inoltre un complicazione in più rispetto al caso qui analizzato, in quanto il flusso nelle vene vede una sezione di passaggio non costante nel tempo grazie all'elasticità dei vasi sanguigni. Fatta eccezione per questo aspetto aggiuntivo, il problema è molto simile e di conseguenza la forte necessità di avere nozioni più precise possibili nell'ambito medico ha spinto molto la ricerca in questo campo negli ultimi anni. Alcuni autori hanno cercato la migliore correlazione che ne spieghi il comportamento. Uno studioso di nome Kapur ha suggerito diversi modelli matematici per il pompaggio di fluidi di tipo fisiologico, affidandosi per alcuni di essi al modello Newtoniano e cercandone uno diverso per altri. Ravi Kumar ha successivamente studiato il flusso del sangue definendone l'andamento lungo un condotto dalle pareti permeabili, lo stesso è stato fatto da altri autori come Krishna Kumari. Nel 1959 un altro studioso di nome Scott Blair ha riportato un ulteriore modello per il flusso del sangue valido solo per valori moderati di variazione della velocità nei vasi sanguigni, concludendo che il modello di Hershel Bulkley sembrava essere il più appropriato per definire il sistema. Il grande vantaggio di questo tipo di modello è che si tratta di una legge completa, dalla quale è possibile ricavare

tutte le altre relative a fluidi Newtoniani, alla Bingham, dilatanti o pseudoplastici, semplicemente ponendo i coefficienti presenti nell'equazione pari a zero o al valore unitario. Altri studi di laboratorio condotti negli anni successivi hanno dimostrato come lo slurry possa essere soddisfacentemente descritto dalla legge per i fluidi alla Bingham, di conseguenza si è deciso di adottare questo tipo di modello. Lo slurry tende infatti a formare una struttura a gel in condizioni statiche, per tornare nuovamente fluido se sottoposto a movimento. Per determinare l'importanza di questo fenomeno, quando possibile, si effettuano prove con il VG Meter ripetute ad intervalli di 10 minuti, spesso si fa riferimento a spazi temporali diversi in funzione delle necessità del composto analizzato. Una forte tendenza a formare gel, può portare a seri problemi, riducendo l'efficienza dell'impianto che opera con il composto in questione.

Anche per il modello alla Bingham è possibile sfruttare i risultati ottenuti dalle prove effettuate con il viscosimetro a rotazione per definire le grandezze in gioco, sono infatti valide le definizioni fornite precedentemente per ogni grandezza che rientra nella legge dei fluidi alla Bingham.

### **3.3.4 Influenza della concentrazione di solidi e valutazione della viscosità di uno slurry**

Quando un fluido contiene particelle solide al suo interno, esse tendono ad urtarsi reciprocamente, aumentando così la forza che è necessario fornirgli per garantire una data velocità del flusso. Se la loro forma prevede una dimensione predominante rispetto alle altre, esse influenzeranno maggiormente il valore di forza richiesto. Se sono disposte casualmente nello spazio, il gradiente di velocità tenderà a disporle lungo la direzione del flusso, in modo da minimizzarne l'effetto di influenza sul moto.

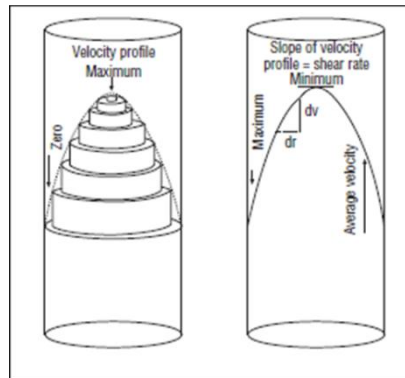


Figura 3.19 Rappresentazioni della distribuzione di velocità lungo il condotto per moto laminare

Come conseguenza di questo comportamento, se si analizza un flusso in moto laminare in un condotto, come quello rappresentato in Figura 3.19, in prossimità del suo centro, dove il valore di  $\gamma$  è minimo, le particelle solide influenzeranno maggiormente il moto e lo slurry tenderà a muoversi più come una massa solida. Il profilo di velocità risulterà appiattito nella parte centrale, e non riuscirà più a seguire il profilo parabolico tipico del moto laminare, come si può osservare in Figura 3.20.

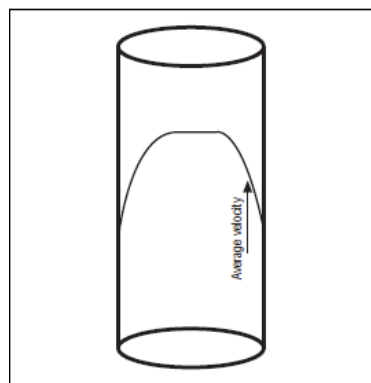


Figura 3.20 Profilo delle velocità di uno slurry in un condotto per moto laminare

L'effetto di abbassamento del profilo di velocità è ottenuto anche nel caso in cui le particelle nello slurry sono attratte elettricamente le une dalle altre. I legami tra esse si formano più facilmente se sono bassi i valori di  $\gamma$  mentre tendono a rompersi dove esso è maggiore.

Esattamente come nella ricerca di una viscosità in accordo con l'ipotesi che lo slurry abbia un comportamento che non si discosta troppo da quello di fluido Newtoniano, per la quale è stato necessario studiare il flusso lungo il Marsh Funnel, anche nel caso in cui si decida di utilizzare più rigorosamente il modello alla Bingham è possibile ricavare i parametri di quest'ultimo. Dopo aver scoperto che quella in questione è la legge che meglio descrive il comportamento di uno slurry, è quindi necessario definire un procedimento che permetta di ricavare i parametri che rientrano nel modello. La grande distinzione tra questo approccio ed il precedente è, come è già stato sottolineato precedentemente, l'ipotesi della tipologia di fluido che meglio rappresenta lo slurry in questione.

Per concentrazioni di solidi superiori alla soglia del 20% è bene affidarsi ad un modello più preciso come quello di fluidi alla Bingham. In altre applicazioni tale percentuale può raggiungere valori attorno al 40%, a dipendere dalle variabili che ne definiscono le proprietà. Sulla base di questa affermazione è stato sviluppato uno studio aggiuntivo fondato su quest'ultimo tipo di modello, il quale accompagna l'analisi già presentata relativa alla trattazione del flusso lungo il Marsh Funnel secondo il modello di fluido Newtoniano.

Diversi studi effettuati negli anni su più campioni di slurry hanno evidenziato come la quantità di solidi influenzi molto i valori di yield point (indicato nei grafici come  $\tau_y$ ) e di viscosità plastica  $K_B$  nel modello alla Bingham. Nello specifico uno studio presentato nel 2012 [37] si è basato sull'analisi di uno slurry contenente detriti di roccia a diverse concentrazioni. La Tabella 3.1 riporta i differenti valori di yield point e di viscosità plastica ottenuti con molteplici concentrazioni di solidi presenti nel composto.

Tabella 3.1 Valori di viscosità plastica e di yield point ottenuti variando la concentrazione dei solidi dello slurry analizzato

$C_w$	$K_{BP}$	$\tau_y$
63.9% <i>m</i>	1.491 Pa.s	1 120 Pa
63.4% <i>m</i>	1.363 Pa.s	1 031 Pa
62.8% <i>m</i>	1.234 Pa.s	940 Pa
61.5% <i>m</i>	0.989 Pa.s	766 Pa
59.7% <i>m</i>	0.728 Pa.s	578 Pa

Come si può vedere in Figura 3.21 e Figura 3.22 un aumento della quantità di solidi (espressa in termini massici sulle ascisse) comporta un incremento di entrambi questi parametri, con un conseguente cambiamento della forma della legge sopra descritta.

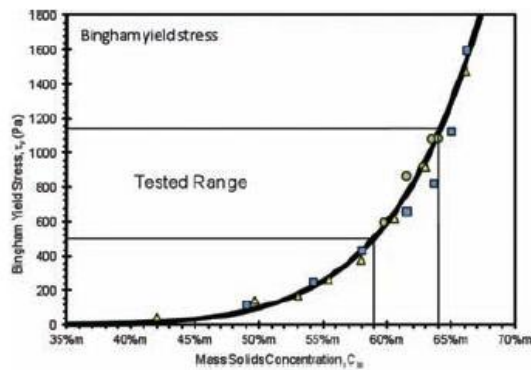


Figura 3.21 Influenza della concentrazione di solidi sul valore di yield stress

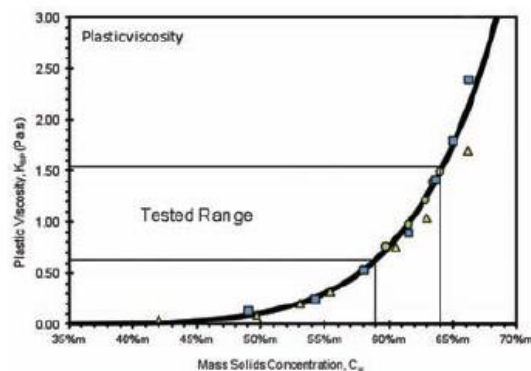


Figura 3.22 Influenza della concentrazione di solidi sul valore di viscosità plastica

Sulla base della analisi qui condotte è stato perciò possibile definire delle relazioni empiriche universali per i parametri su cui si fonda la ricerca, correlandone il risultato alla concentrazione di solidi e alla viscosità della fase liquida di partenza:

$$\tau_0 = 8,20 * 10^4 * C_w^{9,6} \quad (3.34)$$

$$K_B = \mu_{mix,L} + 1,56 * 10^2 * C_w^{10,4} \quad (3.35)$$

Per poter utilizzare queste relazioni è stato dunque necessario definire la viscosità della fase liquida  $\mu_{mix,L}$  espressa in [Pa\*s]. Al fine di ottenere questo valore è stato necessario considerare che si tratta di una miscela di fluidi, seppure l'acqua è nettamente prevalente rispetto agli altri presenti. Studi sperimentali hanno portato alla definizione di un procedimento che permette di ottenere la viscosità cercata a partire dal calcolo di un indice di viscosità VBI per ogni componente della miscela liquida:

$$VBI_{mix,L} = 14,534 * \ln[\ln(v + 0,8)] + 10,975 \quad (3.36)$$

Dove  $v$  è la viscosità cinematica della singola specie espressa in centiStokes (che corrispondono a  $10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$ ), è necessario che tutte le viscosità siano valutate alla stessa temperatura.

$$VBI_A = 38,67953 \quad (3.37)$$

$$VBI_O = 17,11833 \quad (3.38)$$

È già stato anticipato nella sezione in cui sono state esposte tutte le caratteristiche dello slurry utilizzato che si è supposto di avere 5 litri di olio per ogni metro cubo di acqua utilizzata. A partire da questa informazione, grazie alla conoscenza di un valore tipico di viscosità di un olio utilizzato in raffineria, facilmente ricavabile in letteratura, è stato possibile calcolare le percentuali massiche dei due componenti al fine di ricavare l'indice VBI per entrambi. La quantità di olio presente equivale a:

$$5l_{olio} * 900 \frac{g_{olio}}{l_{olio}} = 4500g_{olio} \quad (3.39)$$

i quali vengono aggiunti ad un volume pari ad un metro cubo di acqua che in massa corrisponde a 1000 kg, per un totale di 1004,5 kg, con le seguenti percentuali massiche:

$$w_A = 99,55\% \quad (3.40)$$

$$w_O = 0,45\% \quad (3.41)$$

Da cui è possibile calcolare:

$$VBI_{mix,L} = \sum_{i=1}^{nr \text{ componenti}} (w_i * VBI_i) \quad (3.42)$$

Nel caso in esame risulta perciò:

$$VBI_{mix,L} = (w_A * VBI_A) + (w_O * VBI_O) \quad (3.43)$$

Da cui si ottiene il valore di 38,5825.

Grazie alla conoscenza di questo parametro indicativo dell'intera miscela liquida, si può perciò pensare ora di calcolare la viscosità cinematica della stessa sviluppandone la formula inversa:

$$v = e^{\frac{VBI-10,975}{14,534}} - 0,8 \quad (3.44)$$

Da cui si ricava il valore di 4,3634 cSt, i quali corrispondono a  $4,3634 \cdot 10^{-6} \text{m}^2/\text{s}$ .

Nota la viscosità cinematica si può passare direttamente a quella dinamica a patto di conoscere la densità della miscela liquida, la quale può essere calcolata note le densità delle singole specie e le percentuali massiche relative a ciascuna di queste, già calcolate in precedenza. Procedendo in questo modo si ricava:

$$\mu_{mix,L} = v\rho = 4,3634 * 10^{-6} \frac{\text{m}^2}{\text{s}} * 999,5 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3} \quad (3.45)$$

E svolgendo le opportune conversioni si ottiene:

$$\mu_{mix,L} = 4,3612 * 10^{-3} \text{ Pa} * \text{s} = 4,3612 \text{ cpoise} \quad (3.46)$$

Prima di poter valutare la viscosità plastica e lo yield point del modello Bingham è necessario definire la concentrazione di solidi in termini massici, a partire dalla conoscenza del suo valore in termini volumetrici. Per poter operare tale conversione è sufficiente conoscere la densità della parte solida e quella dell'intero slurry, nel seguente modo:

$$C_w = C_v \frac{\rho_{solido}}{\rho_{slurry}} \quad (3.47)$$

Da cui:

$$C_w = 0,20 \frac{1752 \text{ kg}/\text{m}^3}{1150 \text{ kg}/\text{m}^3} = 0,3047 \quad (3.48)$$

Grazie ai dati raccolti è infine possibile valutare:

$$\tau_0 = 8,20 * 10^4 * 0,3047^{9,6} = 0,9099 \text{ Pa} \quad (3.49)$$

$$K_B = 4,3612 * 10^{-3} + 1,56 * 10^2 * 0,3047^{10,4} = 0,00503 \text{ Pa} * \text{s} \quad (3.50)$$

Definendo completamente il modello:

$$\tau = 0,9099 + 0,00503\gamma \quad (3.51)$$

Il valore della viscosità plastica risulterà essere particolarmente interessante per valutare il comportamento del composto. Ad esempio verrà utilizzata nella valutazione del numero di Reynolds, utile non solo per definirne lo stato di



moto, bensì anche per quantificare le perdite di efficienza dell'impianto utilizzante slurry, in accordo con le indicazioni fornite da molte ricerche fatte nel campo. Il modello qui riportato indica perciò il peso attribuibile allo sforzo dovuto al valore di yield point iniziale e quello giustificabile durante il moto del composto, pari al prodotto tra la viscosità plastica ed il termine  $\gamma$ . Per poter stabilire quanto il primo dei due pesi sulla totalità è necessario conoscere l'ordine di grandezza di  $\gamma$ , in modo da valutare quanto lo yield point richiesto inizialmente influisca sul valore totale di sforzo. Questo aspetto è di fondamentale importanza soprattutto se l'applicazione a cui si fa riferimento prevede la messa in moto del composto.

### 3.3.5 Metodo alternativo per il calcolo della viscosità dello slurry

La necessità di definire in maniera semplice il valore di viscosità caratteristico di uno slurry ha portato diversi studiosi a testare sperimentalmente più campioni di composto. Al fine di poter ricavare una legge universale che possa fornire un unico valore di viscosità utilizzabile come indicazione, si è cercata una semplice relazione che possa risultare un'alternativa alla più onerosa possibilità di utilizzare il modello Bingham già visto nel paragrafo precedente. Le relazioni disponibili in letteratura sono molteplici, nello specifico si è deciso di fare riferimento all'equazione ottenuta dallo studio del trasporto di slurry condotto da Shashi Menon [38] per il quale la viscosità di una sospensione costituita da solidi all'interno di un liquido può essere calcolata approssimativamente a partire dalla conoscenza della frazione volumetrica e della viscosità della fase liquida. Per quanto riguarda quest'ultima quantità i calcoli sono già stati effettuati nel paragrafo precedente, ottenendo il valore di  $4,3612 \cdot 10^{-3}$  Pa\*s. Per un composto costituito da particelle principalmente sferiche che non superino una concentrazione volumetrica percentualmente unitaria e caratterizzato da un moto laminare è possibile utilizzare la seguente relazione:

$$\mu_{slurry} = \mu_{mix,L}(1 + 2,5C_v) \quad (3.52)$$

La precedente equazione è stata poi generalizzata anche per slurry che non rispettano tutte le caratteristiche sopra citate, come nel presente caso. Per concentrazioni volumetriche superiori alla soglia precedentemente indicata è possibile fare riferimento all'equazione sviluppata in seguito:

$$\mu_{slurry} = \mu_{mix,L}(1 + 2,5C_v + 10,05C_v^2 + 0,00273e^{16,6C_v}) \quad (3.53)$$

Basandosi sull'espressione ricavata sperimentalmente appena riportata, noti tutti i coefficienti presenti nell'equazione è possibile ricavare il valore:

$$\mu_{slurry} = 8,62433 \text{ cPoise} = 8,62 * 10^{-3} \text{ Pa} * \text{s} \quad (3.54)$$

Il valore appena ricavato può essere di particolare interesse per poter avere un'indicazione della viscosità dello slurry trattato rappresentata da un unico coefficiente e non presente in una legge più complessa come quella del modello Bingham, senza però trascurare il fatto che sono presenti dei solidi dunque senza fare un'ipotesi di base forte come quella di approssimarne il comportamento a fluido Newtoniano. Il confronto tra i valori ricavati con questo metodo e con quello relativo al comportamento Newtoniano restituisce un risultato soddisfacente, i due valori sono infatti molto simili numericamente. La spiegazione di tale risultato risiede nel fatto che la percentuale di solidi presenti nello slurry studiato non è eccessiva e di conseguenza ci permetterebbe di fare affidamento al modello Newtoniano senza ottenere risultati particolarmente contrastanti, quali si otterrebbero se si pensasse di commettere questa imprecisione con percentuali di solidi nettamente superiori.

### 3.3.6 Analisi dei risultati

Come ultima osservazione si vuole verificare la variabilità della viscosità calcolata sia con l'approssimazione di fluido Newtoniano sia con il modello empirico ricavato appositamente per uno slurry. I range di variazione di tutti i parametri fisici dello slurry sono stati esposti nella sezione riguardante le caratteristiche dello stesso.

Nello specifico il modello Newtoniano richiede la conoscenza della densità dello slurry, che come si è visto può variare da 8,6 lb/gal fino a 11,5 lb/gal, oltre alla conoscenza della viscosità misurata al Marsh Funnel, che come si è visto può variare in un intervallo di valori tra 50 e 90 s/qrt. Al fine di studiare i massimi e minimi valori di viscosità ottenuti si è ripetuto il calcolo utilizzando entrambi i minimi ed i massimi, considerando che la viscosità ottenuta è direttamente proporzionale alle due proprietà del composto analizzate. I valori ottenuti sono stati i seguenti:

$$\mu_{Newton,min} = 0,0067526 \text{ Pa} * \text{s} = 6,75 * 10^{-3} \text{ Pa} * \text{s} \quad (3.55)$$

$$\mu_{Newton,max} = 0,016257 \text{ Pa} * \text{s} = 16,26 * 10^{-3} \text{ Pa} * \text{s} \quad (3.56)$$

Allo stesso modo è possibile studiare la viscosità ottenibile facendo affidamento al modello studiato per lo slurry e cambiando la percentuale di solidi presenti che, come è stato spiegato in precedenza, varia generalmente tra il 10 e il 20%. In questo modello rientra anche la viscosità della miscela liquida che si è supposto non vari, in quanto per questa quantità non si hanno dei veri e propri

intervalli di variabilità da rispettare come linea generale in un progetto di Cuttings Re-Injection. In questo caso perciò il composto analizzato è ai limiti di questo intervallo quindi il valore già calcolato corrisponderà anche al massimo ottenibile. Si deriva:

$$\mu_{slurry,min} = 5,97204 * 10^{-3} Pa * s \quad (3.57)$$

$$\mu_{slurry,max} = 8,624 * 10^{-3} Pa * s \quad (3.58)$$

Come si può notare da un'analisi dei dati qui ricavati, seguendo il modello per slurry la variazione della viscosità ottenuta non è particolarmente alta, i valori massimo e minimo identificati sono dello stesso ordine di grandezza. Per quanto riguarda il primo modello invece, è stato identificato un range di variazione più ampio, e si può concludere che lo slurry da iniettare studiato nel presente progetto non ha un valore di viscosità particolarmente grande se confrontato con il valore di  $\mu_{Newton,max}$  possibilmente ottenibile con questa tecnologia.

Altri autori hanno poi studiato il comportamento di uno slurry al variare della concentrazione volumetrica dei solidi, della loro grandezza e della temperatura a cui si trova il composto, come è riportato nell'articolo [39]. Lo slurry qui studiato ha dimostrato avere un comportamento Newtoniano per concentrazioni volumetriche inferiori a circa il 37,8%, mentre mostra un andamento della curva nel piano  $\tau$ - $\gamma$  del tutto diverso per percentuali maggiori, come è possibile notare nel grafico di Figura 2.13. È opportuno precisare che questi risultati non possono essere ritenuti validi anche per il caso studiato in questo lavoro in quanto il composto analizzato dagli autori presenta una grandezza delle particelle solide nettamente minore ed inoltre si basa su uno slurry costituito unicamente da acqua e detriti solidi. Come è già stato precisato in precedenza infatti, il composto che verrà iniettato nell'impianto di Cuttings Re-Injection presenta una percentuale discriminante tra il modello Newtoniano e quello di fluidi alla Bingham che si assesta intorno al 20%. Nonostante ciò l'analisi eseguita dagli autori risulta essere estremamente interessante per poter predire l'influenza del cambiamento di alcuni parametri sulla viscosità dello slurry ottenuto.

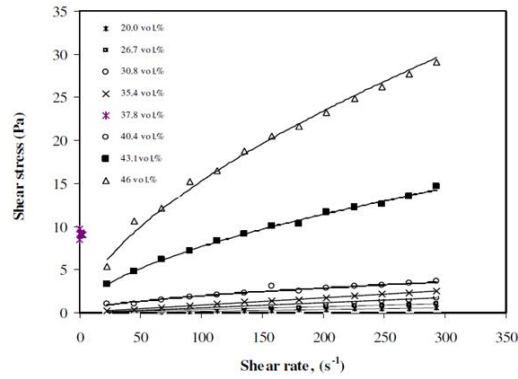


Figura 3.23 Reologia dello slurry analizzato a diverse concentrazioni di solidi ( $d_{50}=26,31 \mu\text{m}$ )

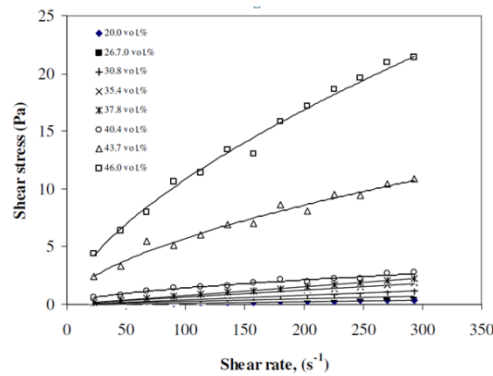


Figura 3.24 Reologia dello slurry analizzato a diverse concentrazioni di solidi ( $d_{50}=53 \mu\text{m}$ )

Esaminando gli andamenti riportati nel grafico di Figura 3.23 si può osservare come fino ad una quantità di circa 40% il modello Newtoniano riesce a descrivere bene l'andamento delle curve nel piano, oltre questa percentuale invece non è più possibile. All'aumentare della percentuale di solidi e di conseguenza del numero di particelle solide presenti, la distanza tra le stesse diminuisce e quindi le forze interagenti tra loro aumentano e con esse anche il valore di viscosità.

Come è possibile notare confrontando la Figura 3.23 con la Figura 3.24, al variare della grandezza delle particelle si modifica la risposta dello slurry in termini di comportamento. I valori di sforzo raggiunti a pari valori di variazione della velocità nello spazio e a pari quantità di solidi presenti nello slurry, risultano essere nettamente maggiori quando la grandezza delle particelle è minore. Ciò comporta che al diminuire delle loro dimensioni il valore di viscosità aumenta, a

causa delle forze attrattive interagenti tra le stesse. È infatti possibile definire un diametro minimo al di sotto del quale le particelle solide incluse nello slurry presentano delle forze repulsive o attrattive del tipo van der Waals. Questo comportamento si spiega con il fatto che quando la grandezza delle particelle è confrontabile con le dimensioni di quelle del solvente, esse sono soggette a moti Browniani (moti disordinati tipici delle sospensioni in cui si hanno particelle dell'ordine dei micrometri). D'altra parte quando le loro dimensioni sono superiori, si muovono sotto l'azione delle forze gravitazionali. Il diametro che fa da discriminante tra questi due comportamenti, come riportato in [40], è calcolabile con la seguente formula:

$$D_{lim} = \left( \frac{12kT}{\pi(\rho_s - \rho_l)g} \right)^{1/4} \quad (3.59)$$

Dove  $k$  è la costante di Boltzman,  $T$  la temperatura,  $g$  l'accelerazione di gravità ed infine  $\rho_s$  e  $\rho_l$  sono rispettivamente la densità della fase solida e di quella liquida. Nel caso in esame esso risulta pari a  $1,29 \mu\text{m}$ , nettamente minore del diametro medio delle particelle trattate, dunque il caso studiato non è influenzato da moti di tipo Browniano. Il grafico riportato in Figura 3.25 riassume le considerazioni appena esposte.

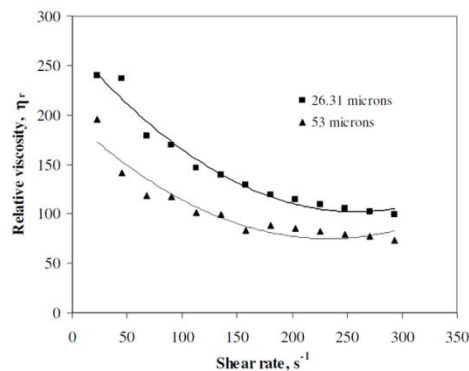


Figura 3.25 Effetto della grandezza delle particelle su uno slurry con concentrazione di solidi del 46%

L'ultimo parametro analizzato dagli autori che comporta una modifica nella risposta dello slurry è la temperatura. Si tratta di una condizione che si può ritenere costante durante le operazioni di iniezione ma che può variare significativamente a seconda del sito geografico in cui viene posizionato l'impianto. All'aumentare di quest'ultima, lo slurry ha riportato valori decrescenti di viscosità. La spiegazione di questo comportamento è dovuta al

fatto che a livelli di temperatura maggiori l'energia cinetica delle particelle cresce promuovendo la rottura dei legami tra le stesse, questo fenomeno si traduce in un crollo della viscosità del composto. La dipendenza qui analizzata può essere rappresentata da una legge tipo Arrhenius, che risulta essere valida nel campo di temperatura analizzato durante l'esperimento:

$$\eta_r = Ae^{E_a/RT} \quad (3.60)$$

Dove  $E_a$  è l'energia di attivazione del fluido,  $T$  la temperatura espressa in Kelvin,  $R$  la costante universale dei gas ed  $A$  una costante. Con  $\eta_r$  è indicata la viscosità relativa, ossia il rapporto tra la viscosità della fase solida e di quella liquida.

## **Capitolo 4 Analisi del flusso nel condotto**

Il trasporto di uno slurry attraverso i condotti presenti nell'impianto merita una particolare attenzione, considerando le peculiarità del suo comportamento. Per poter iniettare il composto in profondità è necessario disporre di un condotto di collegamento che va dalla pompa utilizzata per ottenere la pressione appropriata fino al punto di iniezione in profondità. A causa della reologia dello slurry, la distribuzione delle velocità nel condotto e soprattutto le perdite di carico esistenti dovranno essere considerate in maniera differente rispetto alle metodologie più tradizionali già collaudate per l'acqua o altri fluidi con comportamento simile studiati nell'idraulica. Considerando che il procedimento seguito ha dato la possibilità di conoscere il valore di pressione necessaria ad ottenere la giusta fatturazione della roccia in profondità, il calcolo delle perdite lungo i collegamenti è di fondamentale importanza. Grazie a questa valutazione sarà possibile dimensionare la pompa in modo che sia in grado di fornire una prevalenza sufficiente a sopperire alle perdite lungo i collegamenti.

### **4.1 Determinazione delle caratteristiche del canale di collegamento**

Il condotto esistente tra la pompa centrifuga utilizzata e il punto di iniezione dell'impianto va progettato tenendo presente diversi aspetti, tra i quali la grandezza del casing utilizzato nel pozzo, la portata circolante, le caratteristiche del fluido e le perdite di carico. Il diametro del condotto non potrà superare il valore di quello del casing che porta fino alla profondità scelta per l'iniezione dello slurry, solo in questo modo sarà possibile collegare più pezzi insieme scendendo man mano fino alla profondità da raggiungere. Nel caso in cui le sezioni siano particolarmente differenti sarà necessario preoccuparsi di apportare delle modifiche alla parte finale, in corrispondenza del punto di iniezione, per assicurarsi che lo slurry non risalga verso la bocca pozzo ma prosegua nella formazione come desiderato. Le sue dimensioni tenderanno ad essere tali da minimizzare il più possibile il valore delle perdite di carico distribuite e allo stesso tempo dovranno essere tali da soddisfare il valore di portata circolante, fissato il valore di velocità media del flusso. La scelta della velocità del flusso è una procedura molto delicata, quest'ultima infatti non dovrà essere eccessiva per evitare di comportare alte perdite di carico ma d'altra parte dovrà essere superiore ad un valore minimo per poter avere il trascinarsi dei

solidi. Dal punto di vista idraulico le caratteristiche distintive dei materiali trasportati sono la loro densità e la dimensione dei loro granuli, variabile nelle possibili applicazioni dal centesimo di millimetro per sospensioni finissime, fino alle decine di centimetri nel caso di ciottoli e massi. Molti autori hanno studiato il trasporto solido, in modo particolare considerandone le implicazioni nell'idraulica fluviale. Come riportato nel testo [41], è possibile valutare la portata totale di solidi trasportabile, considerando separatamente la possibilità di avere trasporto solido sul fondo ed in sospensione. È inoltre calcolabile la potenza richiesta dal trasporto e quella resa disponibile da parte della corrente liquida, oltre ad un opportuno rendimento. Nel caso qui preso in esame è però sufficiente ridurre ai calcoli ad un unico fattore: la velocità del flusso.

Come riportato nel manuale Slurry pumping manual [42], è necessario garantire un valore di velocità minimo al di sotto del quale non sarebbe più possibile avere il trasporto dei solidi senza che essi si depositino sul fondo. Essa è valutabile grazie all'ausilio del diagramma riportato in Figura 4.1, nel quale è sufficiente conoscere la grandezza delle particelle e la concentrazione dei solidi in volume.

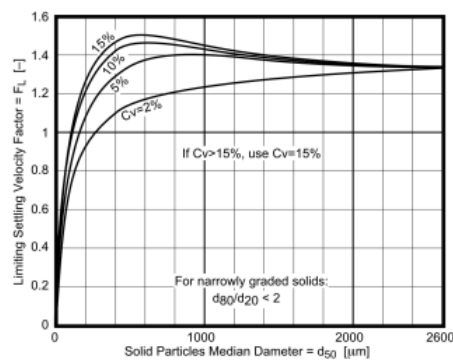


Figura 4.1 Diagramma utile alla previsione del fattore di velocità limite  $F_L$

Per quanto riguarda la grandezza delle particelle, il diagramma si riferisce al valore di diametro per il quale almeno il 50% di esse ha sicuramente dimensioni inferiori, tale valore è pari a 280  $\mu\text{m}$ . Per la concentrazione volumetrica il testo consiglia di riferirsi al valore di 15% anche nel caso in cui in realtà si abbia una percentuale maggiore, essendo 15 il valore più alto riportato. In letteratura esistono altri diagrammi in grado di restituire il valore del coefficiente  $F_L$  con cui poi calcolare la velocità limite per non avere precipitazione dei solidi al fondo, quello qui riportato è però preferibile in quanto è indicato per uno slurry



con distribuzione sufficientemente uniforme nella grandezza delle sue particelle. Grazie all'utilizzo del fattore  $F_L$  si può calcolare la velocità  $V_L$  nel seguente modo:

$$V_L = F_L \sqrt{2gD \frac{S_{sol}-S_{liq}}{S_{sol}}} \quad (4.1)$$

Dove oltre al valore di gravità  $g$  e del diametro del condotto  $D$  si utilizzano i valori di specific gravity della fase solida e di quella liquida. La specific gravity del materiale è un valore adimensionale comunemente definito dal rapporto tra la densità della fase in esame e quella dell'acqua, come riportato nella seguente formula:

$$S = \frac{\rho_{fase}}{\rho_{acqua}} \quad (4.2)$$

Essa può perciò essere così scritta:

$$V_L = F_L \sqrt{2gD \left( \frac{\rho_{sol}/\rho_{acqua}}{\rho_{mix liq}/\rho_{acqua}} - 1 \right)} \quad (4.3)$$

Un metodo alternativo prevede l'utilizzo di un diagramma in grado di restituire direttamente il valore di velocità ricercato, come si può vedere in Figura 4.2.

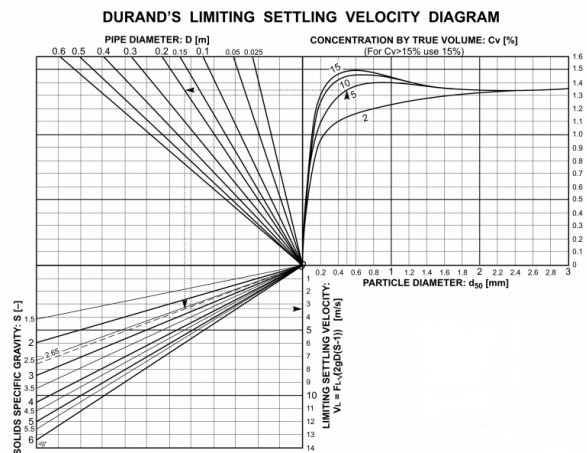


Figura 4.2 Diagramma utile alla previsione della velocità limite  $V_L$

Per utilizzare il diagramma è sufficiente conoscere la grandezza delle particelle, la concentrazione dei solidi in volume, il diametro del condotto ed infine la specific gravity del materiale solido trasportato, tutti dati già disponibili.

È necessario considerare che non è possibile valutare il diametro e la velocità del condotto separatamente, avendo fissato il valore di portata. È necessario ricercare la situazione più favorevole in quanto la scelta di un valore di velocità comporta un vincolo su quello del diametro ma allo stesso tempo quest'ultimo influisce sul calcolo della velocità minima  $V_L$  e come conseguenza la velocità scelta inizialmente potrebbe risultare non sufficiente oppure eccessivamente grande, considerando che con essa crescono le perdite. In generale si consiglia di operare con una velocità media che sia del 10% superiore a quella minima trovata. Studiando a fondo il problema è stato possibile ricavare una coppia di valori che rispetti tutti i limiti imposti. Il secondo dei due grafici proposti precedentemente restituisce valori più elevati di velocità rispetto al primo dunque in un'ottica di sicurezza, si è preferito basare i calcoli sul valore maggiore di  $V_L$  ottenuto, così da non rischiare di operare con una velocità non sufficiente. La  $V_L$  ottenuta con il primo metodo è risultata pari a 1,6 m/s, quella calcolata con il secondo metodo invece 1,8 m/s, che maggiorata del 10% restituisce il valore di circa 2 m/s per la velocità media nel condotto, con un diametro dello stesso di 0,087 m. La combinazione appena riportata di velocità e dimensione della tubazione è stata scelta in quanto dall'analisi del problema risulta essere in grado di minimizzare le perdite garantendo allo stesso tempo un valore di velocità media superiore a quella limite del 10%

## 4.2 Calcolo delle perdite di carico

I liquidi che transitano in una condotta sono soggetti a dei fenomeni di attrito che comportano delle perdite energetiche. Quando si progettano le tubazioni negli impianti è perciò necessario prevedere l'importanza di questi fenomeni per garantire che il flusso abbia energia a sufficienza. Al fine di poter quantificare con precisione il valore di pressione che la macchina deve fornire è necessario capire quanto della prevalenza da essa fornita non verrà sfruttato in termini di pressione nel punto di iniezione per poter provocare la giusta apertura della formazione. A questo punto può essere interessante confrontare il valore di perdite che si otterrebbe se l'impianto elaborasse acqua per poterlo paragonare a quello che in realtà si ha a causa dell'impiego di slurry. Per quest'ultimo il procedimento risulterà essere più impegnativo, non esistendo dei diagrammi in grado di fornire direttamente i valori di perdite.

#### 4.2.1 Valutazione delle perdite per acqua

Può essere interessante calcolare le perdite che si avrebbero se si trattasse di un fluido convenzionale ad attraversare i condotti, per poterne confrontare il valore con quello ottenuto nel caso di utilizzo dello slurry. In questo caso la valutazione segue il procedimento convenzionale di calcolo del coefficiente di Darcy tramite l'opportuno diagramma. Il numero di Reynolds viene ricavato secondo la sua definizione:

$$Re = \frac{\rho V D}{\mu} \quad (4.4)$$

Dove  $D$  è il diametro del condotto,  $\rho$  e  $\mu$  sono rispettivamente la densità e la viscosità dinamica dell'acqua ed infine  $V$  è la velocità media nel condotto. Si ottiene un valori pari a 174000.

Con questo valore è possibile utilizzare il diagramma di Moody riportato in Figura 4.3, per il quale è necessario conoscere anche la scabrezza delle superfici interne al condotto. Si è qui ipotizzato un valore rappresentativo di una condotta grezza con possibili lievi incrostazioni e senza particolari rivestimenti. Il valore 0,4 mm risulta essere appropriato per poter analizzare una situazione non particolarmente favorevole, considerando anche la forte usura provocata dai detriti solidi durante il loro passaggio nelle tubazioni. Calcolando il rapporto tra questo valore ed il diametro del condotto è possibile scegliere la curva rappresentativa della scabrezza nel diagramma di Moody. Avendo ottenuto un rapporto  $e/D$  pari a  $2,667 \cdot 10^{-3}$  è possibile ricavare un coefficiente di attrito pari a 0,0265. Grazie a questo valore si possono calcolare le perdite di carico distribuite secondo la formula qui riportata proposta da Darcy, Weisbach ed altri autori, diventata molto comune negli anni:

$$H_{perdite}^{distr} = f \frac{L}{D} \frac{V^2}{2g} \quad (4.5)$$

Dove  $f$  è il coefficiente appena valutato tramite il diagramma di Moody,  $L$  e  $D$  sono rispettivamente la lunghezza ed il diametro del condotto di cui si vogliono calcolare le perdite,  $V$  rappresenta ancora la velocità media ed infine  $g$  è l'accelerazione di gravità.

Il valore ricavato risulta essere pari a 192,63 m.

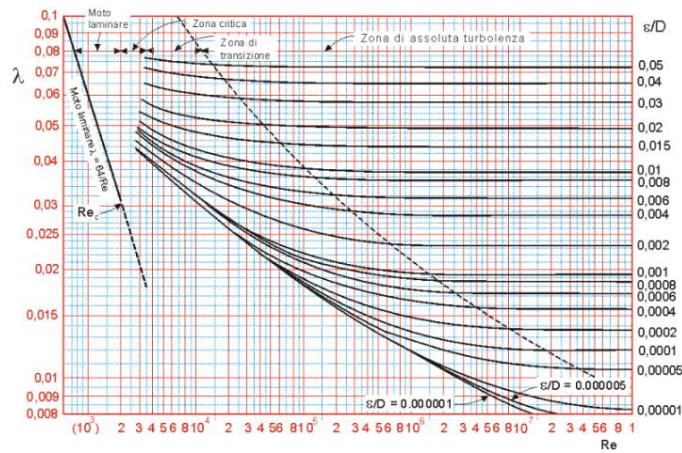


Figura 4.3 Diagramma di Moody

Infine è possibile valutare la perdita di carico concentrata dovuta alla curvatura necessaria per passare dal condotto verticale nel pozzo a quello orizzontale rappresentante l'ultimo tratto di collegamento tra la testa pozzo e la pompa centrifuga, la caduta di pressione è così valutabile:

$$\Delta p = \beta K_g \frac{1}{2} \rho V^2 \quad (4.6)$$

Questo valore non peserà molto sul totale in quanto risulterà nettamente minore delle perdite distribuite lungo tutta la tubazione, ma può essere comunque valutato sfruttando appositi grafici o tabelle i quali forniscono dei valori numerici per i coefficienti  $K_g$  e  $\beta$  che compaiono nell'espressione. Le tabelle, disponibili in molti testi di meccanica dei fluidi, richiedono la conoscenza del raggio di curvatura, del diametro del condotto ed infine dell'angolazione caratteristica della curvatura a cui esso è sottoposto. Considerando che gli spazi impiegati in un sito di perforazione sono molto importanti ma in ogni caso più che sufficienti se si sta analizzando semplicemente la variazione di angolazione di una condotta, è possibile scegliere di realizzare la stessa nel modo meno brusco possibile, ossia massimizzando il rapporto tra il raggio di curvatura e quello del condotto. Operando questa scelta è possibile minimizzare il fattore  $K_g$  a cui è proporzionale la caduta di pressione, di conseguenza si minimizzeranno le perdite di carico dovute alla geometria del condotto. Il fattore  $K_g$  individuato risulta essere pari a 0,15, mentre il coefficiente  $\beta$  viene valutato impostando il valore di  $\theta$ .  $\beta$  è più elevato tanto maggiore è l'angolazione che viene fatta fare al flusso, e con esso cresceranno in conseguenza le perdite di carico. Per una variazione della direzione ad angolo retto non si ha dipendenza da  $\beta$  mentre esso influirà sulle perdite per angolazioni diverse. Nel caso in esame, in cui  $\theta$  è pari a

90°, si ottiene un valore di  $\beta$  unitario. A questo punto è possibile valutare la caduta di pressione, che risulta essere pari a 300 Pa, che convertita in termini di prevalenza corrisponde a 0,0306 m.

In conclusione si calcolano le perdite totali, calcolate come somma di quelle concentrate e di quelle distribuite:

$$H_{perdite}^{TOTALI} = \sum_{i=1}^{nr\ perdite\ concentr} H_{perdite,i}^{conc} + H_{perdite}^{distr} \quad (4.7)$$

Che nel caso in esame si riduce alla somma degli unici due termini presenti, per un totale di 192,66 m.

#### 4.2.2 Valutazione delle perdite per slurry

Nel caso di utilizzo di slurry, la valutazione delle perdite risulta essere molto più onerosa poiché, come è stato anticipato in precedenza, non è possibile fare affidamento semplicemente al diagramma di Moody. Per questa sezione è necessario procedere con una metodologia studiata appositamente per poter valutare le perdite di carico nel caso in cui si utilizzi slurry. Per farlo è fondamentale conoscere tutte le caratteristiche del condotto in cui si opera, compreso il valore della velocità minima del flusso da garantire per non avere precipitazione di solidi. Per questa parte si baseranno i calcoli sul valore di velocità limite scelto nella sezione in cui sono state valutate le caratteristiche del condotto, pari a 1,8 m/s. È bene ricordare che è molto difficile prevedere con esattezza le perdite con un composto così complicato come lo slurry. In letteratura non sono molte le tecniche disponibili per eseguire questa valutazione.

Il metodo successivamente proposto può fornire una buona stima del valore reale, anche se sarebbe bene abbinare a questa valutazione teorica dei test sperimentali, a causa del fatto che il composto in questione deve necessariamente escludere la possibilità di precipitazione dei solidi e al fatto che la lunghezza del condotto in questione non è indifferente [42]. In ogni caso si tratta di un metodo valido principalmente per slurry con particelle solide di diametro non superiore a 300  $\mu\text{m}$  e con concentrazioni volumetriche inferiori al 40% quindi lo slurry studiato rientra in questi parametri generali. Fissata la quantità di solidi presenti nel composto, si calcolano tutte le caratteristiche del condotto come la portata, la velocità ed il diametro, tutti dati già disponibili. A partire dalla conoscenza della velocità limite  $V_L$  se ne calcola la corrispondente portata come segue:

$$Q_L = V_L \pi \frac{D^2}{4} \quad (4.8)$$

Ovviamente la portata realmente trattata dell'impianto dovrà risultare maggiore di quella qui calcolata, nel rispetto delle scelta di maggiorare la velocità  $V$  rispetto alla  $V_L$ . Per tre diversi valori di portata si calcolano le corrispondenti perdite dal diagramma di Moody e si interpolano i punti ottenendo l'andamento delle perdite per acqua in un piano  $H_{\text{perdite}}-Q$ . Nonostante sia di diversi ordini di grandezza inferiore, nella rappresentazione delle ascisse di questo grafico, si è scelto di includere direttamente anche le perdite dovute alla variazione di direzione del condotto, oltre a quelle distribuite ricavate dal diagramma di Moody. In Figura 4.3 sono riportati i valori ottenuti.

Tabella 4.1 Parametri caratteristici del flusso in corrispondenza dei tre valori di portata analizzati

	$0,7Q_{\text{lim}}$	$Q_{\text{lim}}$	$1,3 Q_{\text{lim}}$
Velocità [m/s]	1,26	1,80	2,34
Re	109620	156600	203580
f	0,0268	0,0261	0,0259
$H_{\text{distr}}$ [m]	77,32135	153,6771	257,7241
$K_g$	0,215	0,145	0,115
$H_{\text{conc}}$ [m]	0,017397	0,023945	0,032094
$H_{\text{tot}}$ [m]	77,33875	153,701	257,7562
Portata [l/s]	7,490295	10,70042	13,91055

A partire dal grafico rappresentante l'andamento delle perdite in funzione della portata trattata per l'acqua si costruisce la curva relativa allo slurry. Il procedimento consigliato impone di salire in verticale dal valore della portata  $Q_L$  in corrispondenza della velocità limite fino ad intercettare la curva di resistenza dell'acqua. Si procede poi in orizzontale verso sinistra fino ad intercettare la retta che è stata tracciata salendo in verticale dal valore del 70% della  $Q_L$ . Il punto d'incontro sarà il vertice della parabola che rappresenterà la curva di resistenza per slurry. Si considera poi il punto appartenente alla curva relativa all'acqua individuabile da un'ascissa pari a  $1,3Q_L$ , la curva dello slurry dovrà risultare tangente a quella dell'acqua in questo punto. Grazie a queste considerazioni è quindi possibile riportare sullo stesso diagramma l'andamento per lo slurry. Nel sistema, visibile in Figura 4.4, le portate sono espresse in litri al secondo.

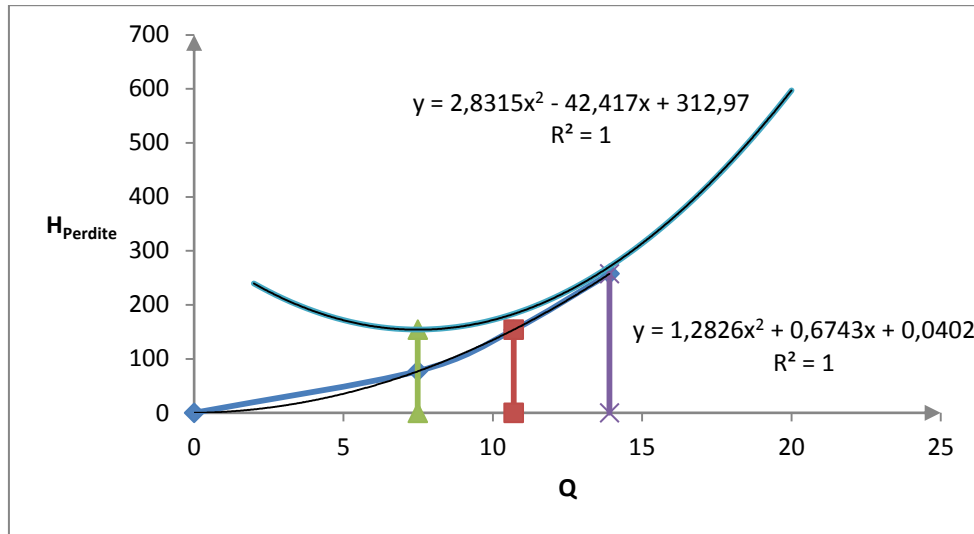


Figura 4.4 Costruzione grafica dell'andamento di perdite per slurry in funzione della portata

Grazie alla costruzione della curva di resistenza dello slurry è possibile valutare il valore delle perdite lungo il condotto in corrispondenza di qualsiasi portata trattata. Nel caso in esame è perciò sufficiente calcolarle in corrispondenza della portata trattata di 11,9235 l/s, ricavando una perdita totale pari a 209,7599 m. Di conseguenza, avendo concluso nella sezione relativa al processo di fatturazione che sarà necessario fornire 375 bar in profondità, è possibile tradurre in prevalenza la richiesta ottenendo un valore di 3315,16 metri, sommando a questo valore le perdite appena calcolate si giunge al valore di 3525 metri totali (riferiti allo slurry) che la macchina dovrà essere in grado di fornire. Le stesse considerazioni sulle perdite possono poi essere fatte riportando le velocità sulle ascisse ed ottenendo il grafico di Figura 4.5.

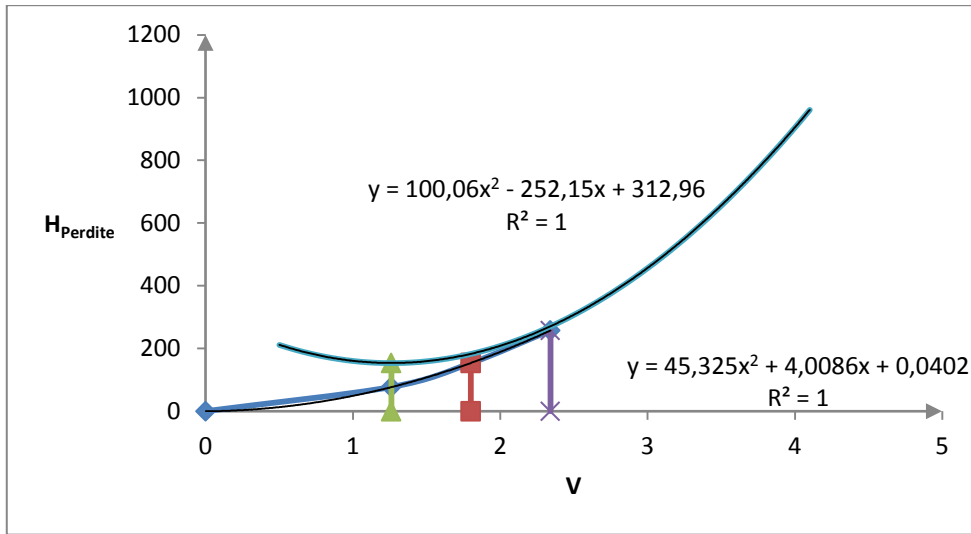


Figura 4.5 Costruzione grafica dell'andamento di perdite per slurry in funzione della velocità

È interessante osservare come anche l'andamento delle perdite sia particolare e diverso dalle tipiche curve di resistenza per i fluidi Newtoniani. Le particolarità del composto utilizzato influenzano anche l'andamento delle perdite lungo il condotto, identificato da un minimo in corrispondenza di un valore leggermente inferiore a quello rappresentato dalla situazione limite in cui si inizia a non avere più precipitazione dei solidi. Si osserva che in corrispondenza della  $Q_L$  si ottiene un certo valore di perdite, procedendo a sinistra di questo punto si ha un'iniziale diminuzione di perdite per poi avere un andamento crescente. Tale risultato può essere interpretato considerando che essendo in una situazione in cui la velocità non è sufficiente a garantire il trasporto dei solidi, in una prima fase la parte liquida avanzerà lasciando dietro di sé quella solida, così facendo avrà perdite minori grazie alla sua reologia meno complicata, oltre il valore di  $0,7Q_L$  procedendo verso sinistra, si troverà in difficoltà ad avanzare a causa della grande quantità di solidi che rimarranno indietro rispetto al moto e le perdite cresceranno nuovamente. A destra del valore minimo d'altra parte si ha una situazione in cui tutto il composto riesce a procedere nella corretta direzione grazie al fatto che le velocità sono sufficienti, in quest'ottica perciò si ha semplicemente un incremento delle perdite proporzionalmente al valore di velocità, così come accade anche per i fluidi tradizionali. La Figura 4.6 riporta un esempio di andamento ottenuto per uno slurry generico con tre diverse concentrazioni volumetriche.



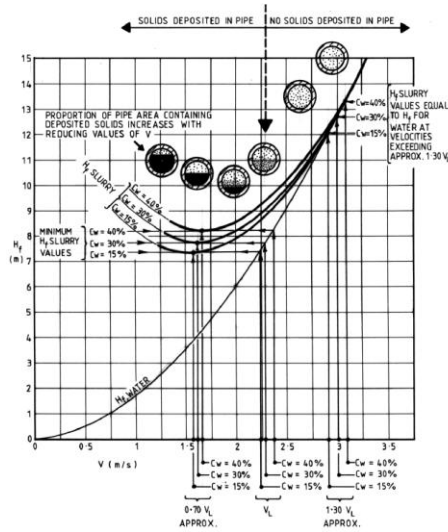


Figura 4.6 Schema delle perdite e della frazione di condotto occupata dai solidi in funzione della velocità

Esso è molto utile in quanto evidenzia come le perdite risultano maggiori all'aumentare della concentrazione volumetrica dei solidi all'interno, come si può notare confrontando le tre curve riportate. Inoltre è schematizzata la deposizione degli stessi sulla parte bassa del condotto quando le velocità non sono sufficienti a mantenerli in sospensione. Questa rappresentazione facilita la comprensione del fatto che l'andamento a parabola delle perdite è dovuto alla grande influenza esercitata dalle particelle solide, che possono arrivare ad ostruire una grande percentuale dell'area di passaggio per basse velocità. Il fenomeno giustifica quindi il fatto che le perdite tornino ad aumentare nell'area a sinistra del grafico. Infine si può notare come ad alti valori di velocità le perdite per lo slurry non si discostano più di molto da quelle per acqua.



# Capitolo 5 Pompa centrifuga

Una pompa che elabora slurry sfrutta la forza centrifuga che si viene a creare grazie alla rotazione della sua girante esattamente come una pompa centrifuga tradizionale. Elaborando un fluido non convenzionale è necessario che si dedichi una maggiore attenzione a tutte le sue parti meccaniche, all'usura, al valore minimo delle sezioni di passaggio da offrire al flusso e a molti altri aspetti che rendono il progetto più complicato rispetto al caso di macchine operanti con fluidi standard. I materiali di cui essa è costruita devono necessariamente essere adatti a sopportare l'azione deteriorante delle particelle solide e spesso anche quella corrosiva di alcuni componenti dello slurry. Il numero di pale può variare generalmente tra tre e sei, in quanto è di primaria importanza garantire il passaggio delle particelle di dimensioni maggiori, anche in prossimità del mozzo dove le sezioni sono ridotte. Tra le principali problematiche connesse con il suo funzionamento si ricorda il bloccaggio provocato dalle particelle solide, il possibile ancoraggio da parte di alcune fibre lunghe presenti nello slurry elaborato ed infine in alcuni casi le eccessive perdite dovute alla necessità di impiegare giranti di piccole dimensioni che comportano allo stesso tempo una grande superficie bagnata.

## 5.1 Introduzione

Il design di una pompa che possa svolgere il lavoro che l'impianto di Cuttings Re-Injection esige è un'operazione da svolgere con cura. Essa richiede una particolare attenzione per la scelta di tutte le sue parti in quanto si trova ad operare con un composto dalle caratteristiche molto particolari. La macchina deve soddisfare un certo numero di richieste, a partire dalla pressione o dalla portata che è necessario sia in grado di fornire, fino alle esigenze più strettamente logistiche del sito in cui si trova ad operare. Alcuni di questi fattori dipendono molto dalla tipologia di luogo in cui si è deciso di costruire l'impianto di Cuttings Re-Injection, dagli spazi disponibili, dalla lontananza del sito dalla costa nel caso di postazioni offshore e da molti altri tipi di esigenze. L'utilizzo dello spazio risulta essere di particolare importanza negli impianti offshore, così come il peso di tutta la piattaforma. L'impiego di una pompa che richieda la minima manutenzione è un aspetto di primaria importanza, considerando la localizzazione spesso remota dei siti. Infine un'attenta progettazione della macchina contribuisce a rispettare i requisiti legali basati sulla sicurezza e sulla salute degli operatori. Non è semplice definire con

precisione la vita utile di una macchina di questo tipo, considerando l'alto tasso di usura a cui essa è sottoposta. Di particolare importanza durante la fase di installazione risulta essere il collegamento con il motore elettrico. Esso dovrà essere allineato alla pompa, in modo da ridurre al minimo le vibrazioni, in caso contrario si potrebbero avere malfunzionamenti. È inoltre ovvio che, quando possibile, si preferisce far lavorare la macchina in continuo al posto di sottoporla a continui cicli di avviamento. In generale l'eventuale sostituzione della macchina non funzionante con una nuova deve richiedere non più di due o tre ore per non andare ad influire eccessivamente sul costo dovuto ai tempi di attesa.

### 5.1.1 Confronto tra macchina volumetrica e centrifuga

Nel trasporto di solidi vengono utilizzate due tipologie di macchina: volumetrica o centrifuga. In passato molti progetti hanno preferito l'utilizzo di una pompa volumetrica, ma recentemente è aumentato l'interesse verso un'alternativa che comporti l'utilizzo di una macchina centrifuga come quella analizzata in questo caso studio.

Un pompa volumetrica è una macchina che basa il proprio funzionamento sul movimento di un elemento mobile, come il pistone riportato in Figura 5.9. Essa funziona in modo simile ad un classico motore a combustione interna ma, operando generalmente con un fluido incompressibile, tenderà ad elaborare quest'ultimo senza comprimerlo nella camera. È dotata di valvole di apertura e di chiusura che accompagnano l'ingresso e l'uscita del flusso. Durante la corsa del pistone la valvola di mandata rimarrà chiusa, a differenza di quella di aspirazione. La loro posizione varierà poi quando lo stantuffo, arrivato a fine corsa, invertirà il suo moto provocando una sovra pressione in camera che determinerà l'apertura automatica della prima e la chiusura della seconda.

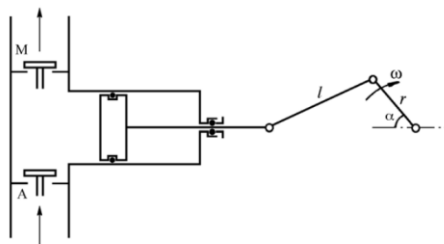


Figura 5.1 Schema di funzionamento di una macchina volumetrica

La portata elaborata dalla macchina segue il movimento del pistone, ciò comporta un suo andamento sinusoidale nel tempo, riportato in Figura 5.9. Essa risulta positiva in certi campi e negativa in altri, quando il pistone inverte il suo moto.

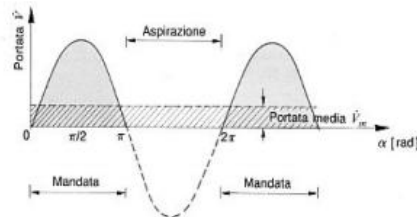


Figura 5.2 Andamento della portata in una macchina volumetrica

Mentre in alcuni casi un moto pulsante può non provocare inconvenienti, nella maggior parte degli impianti esso produce degli effetti indesiderati. In alcuni punti della macchina in cui la velocità istantanea supera il valore medio vi possono essere sovraccarichi del motore che trascina la pompa o rischi di cavitazione, il rendimento della macchina viene penalizzato ma soprattutto le vibrazioni associate alle variazioni di portata e pressione possono dare luogo a fenomeni di risonanza con conseguenti danni alle apparecchiature. L'ampiezza delle oscillazioni può perciò essere attenuata aumentando il numero di corse utili per giro di manovella o ponendo più macchine in parallelo che servano una mandata comune, sfasate tra loro per esempio di  $120^\circ$ , una rappresentazione grafica dell'effetto ottenuto è riportata in Figura 5.9.

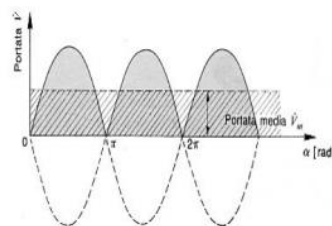


Figura 5.3 Andamento della portata per macchine volumetriche poste in parallelo

Così facendo si riesce ad uniformare il più possibile la portata. Per controllare il corretto funzionamento della macchina operante con slurry ci si deve assicurare che le particelle solide non siano da ostacolo dirigendosi negli spazi liberi tra le sue parti meccaniche o vicino alle valvole. Si utilizzano inoltre appositi materiali quali acciai inossidabili trattati termicamente con temperatura, leghe metalliche o materiali ceramici. A causa delle basse velocità tipiche di una macchina volumetrica il principale fenomeno di deterioramento delle sue parti è l'abrasione piuttosto che l'erosione, a differenza della macchina centrifuga, come si vedrà approfonditamente più avanti. Questa tipologia di macchina è utilizzata soprattutto nel caso in cui sia necessario trasportare il fluido elaborato per lunghe distanze, grazie alla sua capacità di garantire alti valori di pressione. È adatta al trasporto di slurry in cui sono presenti particelle fini, con una dimensione massima di 6 mm a causa della presenza delle valvole, le quali hanno bisogno di una frequente manutenzione.

Al fine di limitare i danni dovuti alla pulsazione tipica di una macchina volumetrica si è perciò pensato di passare all'utilizzo di una pompa centrifuga. Quest'ultima può elaborare slurry con particelle solide fino anche a 300 mm, la sua limitazione è dovuta al fatto che non è in grado di fornire un valore di pressione molto elevato, sarà dunque necessario disporre di una configurazione con più macchine in serie se la prevalenza da fornire non è indifferente, come nel caso in esame. La maggior parte delle macchine utilizzate in questo campo è di tipo orizzontale, esse hanno il grande vantaggio di limitare le vibrazioni ed il rumore, ridurre la pulsazione e allo stesso tempo richiedere uno spazio non eccessivo in sito. Esse sono in grado di operare per il 98% del tempo, percentuale molto soddisfacente se confrontata con la disponibilità media delle pompe volumetriche e possono in alcuni casi essere trascinate direttamente da una turbina a gas, in sostituzione al più convenzionale motore elettrico. Le pompe centrifughe sono state scelte in passato per applicazioni di vario tipo, tra cui l'elaborazione di olio, gas naturale, anidride carbonica, oltre che nel campo della geotermia, negli ultimi tempi si è dunque presa in considerazione l'opportunità di affidarsi a questo tipo di macchina anche per il campo del Cuttings Re-Injection.

### 5.1.2 Definizione delle grandezze principali della macchina e dei fenomeni ad essa correlati

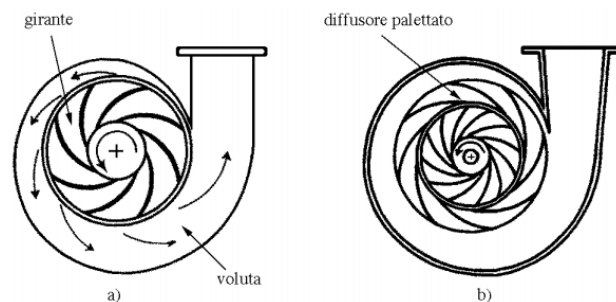


Figura 5.4 Schema di una pompa centrifuga a) dotata di voluta oppure b) di un diffusore palettato

Le pompe centrifughe sono delle macchine operatrici che utilizzano potenza meccanica per aumentare l'energia del fluido sotto forma di pressione. Sono costituite da organi fissi e da un organo mobile: la girante, che possiede un moto rotatorio. Durante il loro funzionamento il fluido, in comunicazione con la macchina tramite il condotto di aspirazione, la raggiunge grazie alla depressione creata dal movimento rotatorio della girante, la quale è costituita da una serie di pale calettate su un disco. Il fluido vi entra con velocità assiale in prossimità dell'asse di rotazione della macchina e viene poi deviato dalla forma della stessa per essere scaricato in direzione radiale. A valle di quest'ultima il fluido passa in una voluta che, offrendo una sezione di passaggio man mano più ampia, si comporta come un diffusore non palettato, favorendo il recupero di energia di pressione grazie alla riduzione della velocità del flusso. Nelle pompe per alte prevalenze inoltre si può avere un diffusore palettato attorno alla girante il quale garantisce una più efficiente conversione dell'energia cinetica. Nei casi in cui è richiesta una prevalenza superiore a quella ottimale per un singolo stadio è possibile disporre di più stadi in serie, in questo modo la portata trattata rimane invariata per ogni singolo stadio, ma le prevalenze si sommano. Ovviamente non tutta l'energia inizialmente disponibile viene trasferita al fluido, si deve perciò considerare un rendimento meccanico che tenga conto delle differenze tra l'energia disponibile all'asse, fornita dall'organo trascinate la pompa, e quella effettivamente resa disponibile alla girante, inoltre a causa delle perdite di tipo

fluidodinamico dovute al comportamento del fluido, non tutta l'energia resa disponibile alla girante può poi essere trasferita al fluido, per tenere conto anche di questo aspetto si considera un rendimento idraulico. Si può quindi concludere definendo il rendimento della pompa nel seguente modo:

$$\eta_P = \eta_{mecc}\eta_i \quad (5.1)$$

La trattazione tradizionale dell'idraulica preferisce fare riferimento ad energie per unità di peso, esprimendo il salto di pressione in termini di prevalenza, ossia in metri di colonna di fluido. La prevalenza fornita dalla pompa dovrà dunque soddisfare il valore richiesto dall'impianto per poter essere idonea ad operare in uno specifico sito. La scelta del tipo di macchina in grado di soddisfare i requisiti dell'impianto analizzato si basa poi su molteplici fattori, quali i costi, la producibilità o la vita utile del sistema.

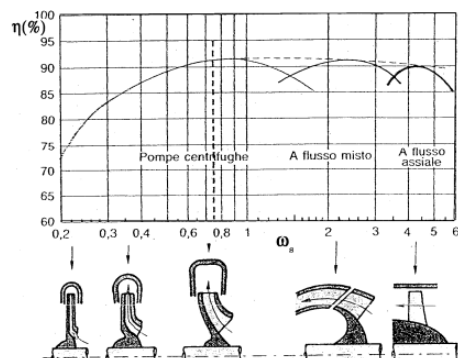


Figura 5.5 Classificazione delle pompe e dei rendimenti in funzione della velocità specifica  $\omega_s$

La velocità specifica della macchina è una quantità adimensionale che tiene conto del regime di rotazione della stessa, della prevalenza e della portata da essa elaborata ed è così definita:

$$\omega_s = \omega \frac{\sqrt{Q}}{(gH)^{3/4}} \quad (5.2)$$

Dove la velocità  $\omega$  è misurata in [rad/s], la portata  $Q$  in [ $m^3/s$ ], la prevalenza  $H$  in [m] ed infine  $g$  rappresenta l'accelerazione di gravità. Come si può notare dalla Figura 5.5, è opportuno preferire una pompa a flusso radiale rispetto ad una assiale o a flusso misto quando il valore di velocità specifica non è elevato. Questa configurazione corrisponde ad una situazione in cui, fissato il regime di rotazione, la portata da elaborare non è elevata mentre lo è la prevalenza che la



macchina deve fornire. Le proprietà relative ai diversi tipi di macchina possono essere espresse in forma adimensionale, per renderle più generali e soprattutto confrontabili. Un altro parametro adimensionale che può essere di grande aiuto nello sviluppo del design di una macchina è il diametro specifico:

$$D_s = D \frac{(gH)^{1/4}}{\sqrt{Q}} \quad (5.3)$$

I termini che compaiono in questa espressione sono definiti esattamente come nella definizione della velocità specifica. Grazie a questa nuova quantità adimensionale è possibile correlare la portata e la prevalenza che la macchina deve garantire alle dimensioni della stessa, consentendo di stimare il diametro esterno della girante, una volta nota la velocità a cui essa opera. Il grande vantaggio alla base dell'utilizzo di queste due grandezze adimensionali è che nell'espressione della velocità specifica non compaiono grandezze geometriche mentre d'altra parte in quella del diametro specifico non compare il regime di rotazione della macchina. Cordier ha trovato una relazione statistica tra  $D_s$  e  $\omega_s$  per macchine che operano nelle condizioni di ottimo, riportata in Figura 5.6.

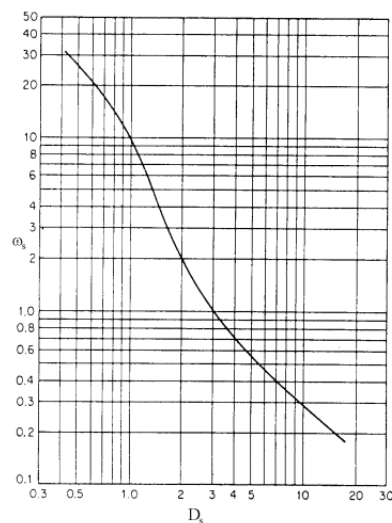


Figura 5.6 Diagramma statistico di Cordier

La linea di Cordier ci fornisce un'indicazione della dimensioni della macchina in condizioni di ottimo ma spesso potrebbe essere necessario operare ad un punto di funzionamento diverso, per motivi economici o di ingombro. Per questo motivo la relazione proposta da Cordier è stata poi ampliata da Baljé, il

quale ha riportato dei diagrammi statistici per diverse tipologie di macchine, pompe centrifughe comprese, non necessariamente sempre ottimizzate dal punto di vista del rendimento.

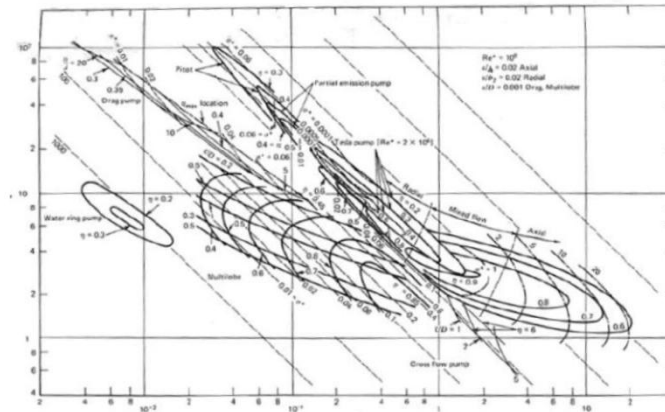


Figura 5.7 Diagramma statistico per pompe

La Figura 5.7 riporta il diagramma di Baljé per pompe centrifughe ed assiali, nel quale si possono leggere le curve isorendimento il cui luogo dei massimi coincide con la linea di Cordier.

### 5.1.3 Geometria della macchina

Per poter caratterizzare l'andamento del fluido all'interno della macchina se ne definisce la velocità nelle sezioni di ingresso e di uscita. Nello specifico è opportuno considerare che a causa del movimento rotatorio della girante, la velocità assoluta  $V$  è la somma vettoriale della velocità relativa  $W$  e di quella di trascinamento  $U$ :

$$\vec{V}_{1,2} = \vec{U}_{1,2} + \vec{W}_{1,2} \quad (5.4)$$

Dove con i pedici 1,2 si indicano rispettivamente le sezioni di ingresso e di uscita. Per convenzione si deciderà di rappresentare gli angoli  $\alpha$  e  $\beta$  che esprimono rispettivamente le direzioni della velocità assoluta e di quella relativa come angolazione tra queste ultime e la direzione radiale, definendone il valore positivo se la velocità in questione ha la componente tangenziale con verso concorde alla velocità periferica, negativo in caso contrario.

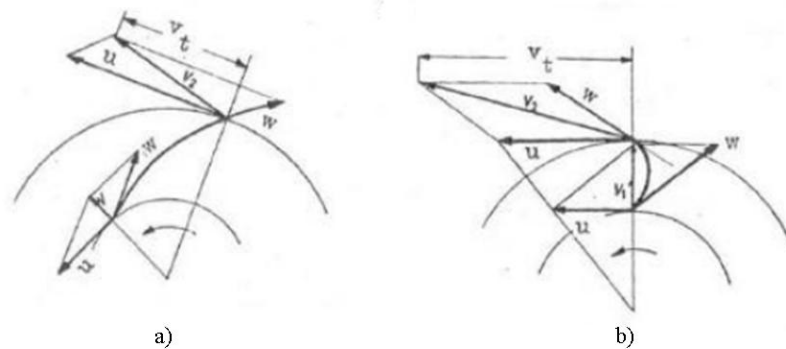


Figura 5.8 Triangoli di velocità all'ingresso e all'uscita a) per pale all'indietro e b) per pale in avanti

La geometria delle pale nella macchina può essere progettata secondo tre differenti schemi, oltre alle pale radiali è possibile avere una configurazione con pale indietro o avanti, come si può notare nella Figura 5.8. Con questa distinzione si intende precisare la direzione delle stesse rispetto al senso di rotazione della girante. Secondo la definizione degli angoli fornita precedentemente, una pala in avanti sarà interessata da un valore positivo di  $\beta_2$ , una pala all'indietro da un valore negativo di  $\beta_2$  ed infine ovviamente una pala perfettamente radiale da un valore nullo di  $\beta_2$ . Come si può facilmente osservare dalla rappresentazione grafica dei triangoli di velocità in uscita, la configurazione con pale all'indietro risulta essere la favorita in quanto permette, a pari  $U_2$ , di ottenere il minore valore di  $V_2$ , minimizzando così l'energia cinetica all'uscita.

A partire dalle considerazioni appena fatte, è possibile definire la curva di funzionamento della macchina, che indica la prevalenza che essa è in grado di fornire al variare della portata trattata. Il lavoro di Eulero rappresenta il lavoro scambiato tra fluido e pale e si può dimostrare essere definito, a meno degli effetti legati alla turbolenza e degli sforzi viscosi tangenziali, nel seguente modo:

$$l = U_2 V_{2t} - U_1 V_{1t} \quad (5.5)$$

Si definisce un coefficiente di lavoro come lavoro alle pale adimensionale:

$$\lambda = \frac{l}{U_2^2/2} = 2 \frac{U_2 V_{2t} - U_1 V_{1t}}{U_2^2} = 2 \left( \frac{V_{2t}}{U_2} - \frac{U_1 V_{1t}}{U_2 U_2} \right) \quad (5.6)$$

Dove, essendo ogni velocità periferica proporzionale alla velocità di rotazione e al diametro a cui essa è valutata, il rapporto tra la velocità periferica all'ingresso e quella all'uscita può essere sostituito con il rapporto tra i rispettivi diametri.

Si definisce inoltre un coefficiente di portata, riferendo  $Q_2$  alle condizioni nella sezione di uscita ( $\Omega_2$  come sezione normale al flusso e  $\varepsilon_2$  come coefficiente riduttivo dell'area per tenere conto dell'ingombro delle pale):

$$\varphi_2 = \frac{Q_2}{U_2 \Omega_2 \varepsilon_2} = \frac{V_{m2} \Omega_2 \varepsilon_2}{U_2 \Omega_2 \varepsilon_2} = \frac{V_{m2}}{U_2} \quad (5.7)$$

Grazie alle definizioni appena date è possibile costruire l'andamento del coefficiente di lavoro in funzione del coefficiente di portata, evidenziando come la curva ottenuta sia diversa a seconda della geometria di pale adottata. A partire da semplici considerazioni geometriche sui triangoli di velocità si può scrivere:

$$\lambda = 2 \left( \frac{V_{2t}}{U_2} - \frac{D_1 V_{1t}}{D_2 U_2} \right) = 2 \left( \frac{W_{2t} + U_2}{U_2} - \frac{D_1 V_{1m} \tan \alpha_1}{D_2 U_2} \right) \quad (5.8)$$

Definendo il coefficiente di portata all'ingresso:

$$\varphi_1 = \frac{V_{1m}}{U_2} \quad (5.9)$$

Si riscrive la relazione precedente nel seguente modo:

$$\lambda = 2 \left( 1 + \frac{V_{m2} \tan \beta_2}{U_2} - \frac{D_1 V_{1m} \tan \alpha_1}{D_2 U_2} \right) = 2 \left( 1 + \varphi_2 \tan \beta_2 - \frac{D_1}{D_2} \varphi_1 \tan \alpha_1 \right) \quad (5.10)$$

Nel caso di macchine operatrici prive di statore generalmente si può considerare  $\alpha_1$  nullo e di conseguenza semplificare la relazione trovata rappresentandola in un piano  $\lambda$ - $\varphi$  come in Figura 5.9.

$$\lambda = 2(1 + \varphi_2 \tan \beta_2) \quad (5.11)$$

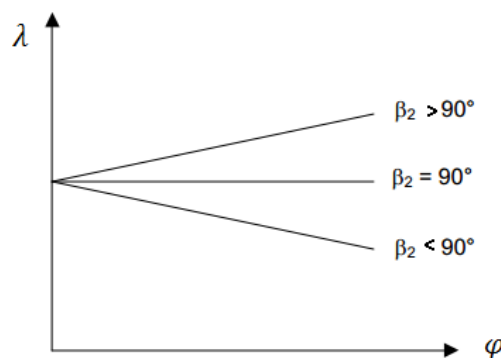


Figura 5.9 Curve di funzionamento ideali per pompe con pale in avanti, indietro e radiali

La Figura 5.9 riporta la curva di funzionamento della macchina nel caso ideale, fornendo un legame tra portata e prevalenza. Come si può notare il segno di  $\beta_2$  influenza la pendenza della curva determinando la diversa risposta della macchina in termini di lavoro conseguente ad una variazione di portata.

Analizziamo ora la prevalenza fornita dalla macchina, in funzione del rendimento della stessa:

$$\eta_i = \frac{gH}{l} \quad (5.12)$$

Dunque, per  $\alpha_1$  nullo:

$$H = \frac{\eta_i}{g} (U_2 V_{2t}) = \frac{\eta_i}{g} (U_2 V_2 \sin \alpha_2) \quad (5.13)$$

Osservando questi aspetti sembrerebbe preferibile avere delle pale rivolte in avanti, che restituirebbero un valore più elevato di  $V_2$ , in realtà si preferisce adottare una geometria con pale all'indietro in quanto, il valore superiore di  $V_2$  nel primo caso, comporta una diminuzione del rendimento se si considera la necessaria aggiunta del diffusore per porre rimedio all'eccessiva energia cinetica allo scarico. Nella realtà le perdite all'interno della macchina modificano l'andamento della curva di funzionamento. Una frazione importante di perdite è rappresentata da quelle localizzate che si hanno quando, al variare della portata di progetto, il flusso presenta un valore diverso della componente meridiana della velocità, la quale è direttamente proporzionale al valore di portata. Come conseguenza l'angolo relativo con cui il flusso impatta sulle pale cambia provocando forti perdite a causa del fatto che non è più pari al valore ottimale pensato per la geometria delle pale realizzata. Un'ulteriore voce di diminuzione della prevalenza è dovuta alle perdite distribuite, legate all'azione delle forze viscosse lungo le superfici bagnate. Sottratte le perdite totali qui analizzate alle linee caratteristiche ideali prima rappresentate, si ottengono gli andamenti reali per le tre tipologie di geometria analizzate.

#### 5.1.4 Cavitazione

Uno dei principali problemi connessi con il funzionamento di una pompa è la cavitazione. Questo fenomeno si presenta quando all'interno della macchina la pressione scende al di sotto della tensione di vapore del liquido che essa elabora, provocando così la formazione di bolle di vapore. Queste ultime possono danneggiare molto gravemente la macchina, non tanto durante la loro formazione quanto durante la loro successiva repentina implosione siccome il liquido si trova ad occupare istantaneamente il volume precedentemente occupato dal vapore con un conseguente effetto di martellamento che deteriora

la superficie delle pale. Come conseguenza la prevalenza fornita dalla pompa e la sua efficienza diminuiscono e la girante può risultare sottoposta ad un'eccessiva erosione. Il fenomeno si verifica principalmente nelle parti della macchina dove la pressione è più bassa, come sul dorso delle pale. Per evitare che ciò accada è necessario garantire che anche all'ingresso del primo stadio il flusso abbia un minimo valore di energia richiesto, pari al Net Positive Suction Head. Questo valore rappresenta il battente minimo richiesto dalla macchina all'impianto perché non si verifichi il fenomeno in questione. Ai fini pratici è bene ridurre quando possibile la quota di installazione della pompa, in alcuni casi adottando la soluzione a pompa sommersa, o predisporre di una piccola macchina all'ingresso che fornisca la pressione sufficiente per evitare la cavitazione sul primo stadio della pompa seguente.

### 5.1.5 Slip factor

Lo slip factor, o fattore di riduzione del carico è un parametro che tiene conto del fatto che il numero di pale presenti nella girante è finito e di conseguenza il flusso risulta essere meno guidato di quanto non sarebbe idealmente con un numero infinito di profili. Il fattore di scorrimento è un parametro che non incide sul rendimento, bensì è da tenere presente già nella definizione del lavoro ideale stesso in quanto il flusso tenderà ad uscire dai canali palari con un angolo diverso da quello che ci si aspetterebbe. Per capire a fondo l'origine di questo fenomeno è utile considerare le leggi che regolano il funzionamento di una turbomacchina, l'equazione di conservazione della quantità di moto scritta nel seguente modo:

$$\rho \frac{DV}{Dt} = -\nabla p + \nabla \cdot \bar{\tau} \quad (5.14)$$

può essere riscritta secondo la relazione di Crocco sostituendo il termine di variazione della velocità con la seguente espressione:

$$\frac{DV}{Dt} = \frac{\partial V}{\partial t} + \frac{1}{2} \nabla \cdot V^2 + \nabla \times V \times V \quad (5.15)$$

e riscrivendo il termine relativo alla pressione grazie alla relazione:

$$\nabla h = v \nabla p + T \nabla s \quad (5.16)$$

Si ottiene così la seguente equazione:

$$\rho \left[ \frac{\partial V}{\partial t} + \frac{1}{2} \nabla \cdot V^2 + \nabla \times V \times V \right] = -\frac{\nabla h}{v} + \frac{T \nabla s}{v} + \nabla \cdot \bar{\tau} \quad (5.17)$$

da cui, svolgendo alcuni calcoli:

$$\nabla \times \nabla \times V = \nabla h_T + \frac{\partial V}{\partial t} - T \nabla s - \frac{\nabla \cdot \bar{\tau}}{\rho} \quad (5.18)$$

Per una macchina in movimento, dove la velocità è da considerarsi somma vettoriale della velocità relativa e di quella di trascinamento, è possibile riscrivere l'espressione appena trovata, trascurando il termine dovuto agli sforzi e quello instazionario nel seguente modo:

$$W \times (\nabla \times W + 2\omega) = \nabla I - T \nabla s \quad (5.19)$$

Dove  $2\omega$  è il termine che tiene conto della presenza dell'accelerazione di Coriolis, il quale nasce dallo sviluppo dei termini di velocità quando si sostituisce la velocità assoluta con i rispettivi termini relativo e di trascinamento, mentre  $I$  è la rotalpia, definita nel seguente modo:

$$I = h + \frac{W^2}{2} - \frac{U^2}{2} \quad (5.20)$$

Si tratta di una quantità particolarmente interessante in quanto può essere considerata costante in un rotore (a meno delle dispersioni di tipo termico) così come lo era l'entalpia totale in uno statore, la quale non è costante in un sistema rotante come la girante della pompa.

Semplificando i termini nulli ed analizzando l'espressione appena ricavata nel caso di un rotore si può notare come il termine di prodotto vettoriale tra la velocità relativa  $W$  ed il suo rotore  $\nabla \times W$  sarà nullo in quanto in un piano bidimensionale la prima giace lungo una direzione perpendicolare a quella del rotore. D'altra parte il prodotto vettoriale tra la velocità relativa ed il termine dovuto all'accelerazione di Coriolis va analizzato separatamente nel caso assiale o radiale.

$$W \times (\nabla \times W + 2\omega) = 0 \quad (5.21)$$

Per una macchina radiale infatti, la velocità relativa  $W$  giace nel piano ed  $\omega$  è perpendicolare a quest'ultimo dunque, a differenza del caso assiale in cui la risultante del prodotto vettoriale restituisce un termine diretto lungo il raggio, si ottiene qui una quantità che giace ancora nello stesso piano ed influenza il moto del flusso. E bene notare che l'angolo con cui il flusso lascerebbe il canale palare non coinciderebbe comunque con quello geometrico in assenza di questo fenomeno, a causa di una certa deviazione che esprime la differenza tra l'angolo geometrico e quello cinematico all'uscita. Come conseguenza del fattore di scorrimento però, l'angolo del flusso all'uscita risulterà essere ancora più indietro rispetto alla direzione del moto della macchina. Lo slip factor è in conclusione un fattore che tiene conto della diversa risposta della macchina a causa di questo fenomeno.

## **5.2 Design preliminare della macchina e definizione dei triangoli di velocità**

Per impostare correttamente il progetto di una macchina di questo tipo è necessario scegliere adeguatamente la geometria della girante e le opportune sezioni di passaggio da dedicare al flusso. Anche la forma e le dimensioni della cassa ne influenzano il comportamento, il dimensionamento si baserà perciò sui parametri impostati dall'impianto. La progettazione preliminare di una macchina parte dall'ipotesi di flusso monodimensionale, con distribuzione uniforme della velocità sulle varie sezioni della macchina. Nel flusso monodimensionale non si dedica attenzione alla posizione di un singolo punto nella macchina, in quanto il flusso è assunto essere lo stesso in ogni punto della sezione. Nel caso in esame si è deciso di procedere seguendo un metodo sviluppato da Stepanoff [49] per confrontare poi i risultati ottenuti con quelli derivanti da un'analisi che si basa sulla metodologia più convenzionale che prevede l'utilizzo dei diagrammi di Balje.

### **5.2.1 Dimensionamento secondo Stepanoff**

Il metodo di progettazione utilizzato da Stepanoff consiste nella determinazione di alcuni indici caratteristici basati sulle prestazioni della pompa richieste dall'impianto. Grazie alla definizione di questi parametri è possibile ricavare le principali grandezze geometriche della macchina. Nota la prevalenza richiesta dalla pompa, ricavata nell'analisi delle perdite lungo il condotto, e la portata che essa dovrà trattare è necessario scegliere il regime di rotazione della stessa. Questa decisione è influenzata da diversi fattori come il tipo di motore disponibile per alimentare la pompa o la ricerca del regime a cui l'efficienza della macchina risulta ottima, in dipendenza dalla tipologia di pompa impiegata. Se la prevalenza totale richiesta dall'impianto non può essere soddisfatta da un'unica macchina si penserà ovviamente di disporre un certo numero in serie sfruttando i vantaggi derivanti dall'utilizzo di più stadi. Nel caso in esame si è optato per un regime di rotazione di 2900 giri al minuto, assicurandosi che la macchina non sia troppo lenta, in quanto le sue dimensioni sono limitate. Questo regime di rotazione ci permette di soddisfare le richieste della macchina e allo stesso tempo di avere dei parametri geometrici che siano in accordo con le linee generali fornite per essi e derivanti dall'esperienza di molti autori, inoltre è un valore adeguato per l'utilizzo di motori elettrici asincroni. Avendo stabilito il regime di rotazione per la macchina è possibile utilizzare il grafico riportato in Figura 5.10. La velocità specifica è così definita:



$$n_s = \frac{n\sqrt{Q}}{H^{3/4}} \quad (5.22)$$

Dove  $n$  è il regime di rotazione scelto, il quale è espresso in giri al minuto,  $Q$  è la portata volumetrica espressa in gpm ossia in galloni al minuto (ricordando che ad un gallone corrispondono 3,785 litri si ottengono 189,0119 gal/min) ed infine  $H$  è la prevalenza che il singolo stadio della macchina che si sta progettando deve fornire, espressa in feet. Essa sarà pari a 35,25 metri, in quanto per l'analisi si è scelto un numero di stadi pari a 100. La decisione è in linea con l'esempio presentato in [46], dove per garantire una pressione di 252 bar con una portata di 193 gal/min si è scelto di operare con 44 stadi.

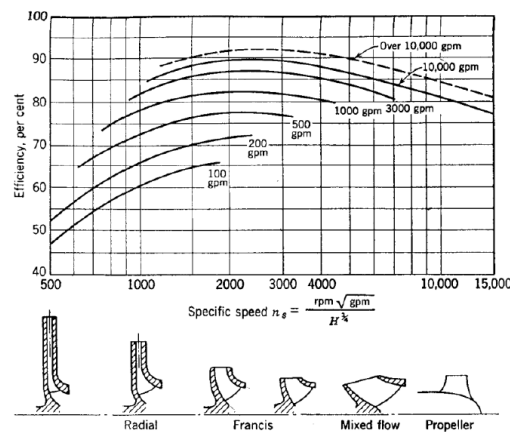


Figura 5.10 Classificazione di pompe e rendimenti in funzione della velocità specifica secondo Stepanoff

L'indice caratteristico nel numero di giri è di fondamentale importanza in questo approccio in quanto permette di determinare tutti i coefficienti di progetto, ma primariamente dà un'indicazione sulla tipologia di pompa da utilizzare e sul rendimento atteso in funzione della taglia della pompa. Il grafico qui riportato infatti viene utilizzato dopo aver calcolato il coefficiente  $n_s$ , che risulta essere pari a 1130,753. Procedendo in verticale da questa ascissa ed intercettando la curva che indica la portata trattata dall'impianto si ricava un valore di efficienza pari a circa 0,67. La scelta operata sul regime di rotazione risulta essere coerente con l'ipotesi di sfruttare una macchina di tipo centrifugo in quanto nel grafico si rientra pienamente nel campo delle macchine radiali.

Il passo successivo consiste nella scelta dell'angolo  $\beta_2$  all'uscita, la convenzione adottata nel presente lavoro si riferisce a tutti gli angoli formati tra la direzione della velocità in questione, sia essa assoluta o relativa, e quella radiale,

considerandone un valore positivo se la velocità analizzata ha una componente tangenziale diretta nello stesso verso della velocità periferica, negativo in caso contrario. È bene notare che la trattazione svolta da Stepanoff considera invece tutti gli angoli tra la direzione della velocità in questione e quella della velocità periferica. Come conseguenza di questa discordanza è necessario identificare nei grafici proposti dall'autore il valore dell'angolo complementare a quello trattato. Tutte le costanti del metodo dipendono dalla scelta di  $\beta_2$  che è l'unico parametro geometrico arbitrario, nel caso considerato si otterranno valori negativi di  $\beta_2$ , in accordo con la scelta di disegnare delle pale all'indietro per la macchina. Stepanoff consiglia di scegliere il valore dell'angolo in funzione del rendimento della macchina ma anche delle esigenze richieste alla stessa. Se non vi sono particolari restrizioni sul suo comportamento è consigliato un valore di  $22,5^\circ$ , che corrisponde nella convenzione qui utilizzata a  $-67,5^\circ$ , in alternativa ci si può muovere in un range più ampio di valori che va da  $17,5^\circ$  fino a  $27,5^\circ$  (che corrispondono all'intervallo di valori da  $-62,5^\circ$  e  $-72,5^\circ$ ) per soddisfare le esigenze della macchina senza rischiare di penalizzarne eccessivamente il rendimento o comprometterne un buon design. Per una macchina a cui si richiede di soddisfare una prevalenza non indifferente, come nel caso preso in esame, è bene ricercare una configurazione con una velocità assoluta tangenziale all'uscita non troppo piccola in modulo, ciò significa che la velocità relativa all'uscita, a pari velocità periferica, non deve scostarsi troppo dalla direzione radiale in modo da non diminuire eccessivamente questa componente, con cui diminuirebbe il lavoro. Di conseguenza nella convenzione utilizzata da Stepanoff è bene ricercare un valore più alto per  $\beta_2$ , ossia un valore piccolo in modulo per la convenzione utilizzata in questa trattazione. L'arbitrarietà della scelta del valore di  $\beta_2$  è limitata dalle considerazioni appena esposte e da alcune limitazioni su altri valori geometrici che ne conseguono. L'angolo all'uscita  $\alpha_2$  così come il rapporto tra l'altezza di pala ed il diametro  $b_2/D_2$  o ancora l'angolo all'ingresso  $\beta_1$  dovranno rientrare nei campi generalmente consigliati per le macchine radiali, riportati in alcuni testi come [44]. Per le quantità appena citate si raccomanda in generale di attenersi a dei campi ottimali, tenendo presente che i parametri non sono tra loro indipendenti e di conseguenza per poter realizzare un buon progetto bisogna inevitabilmente accettare un compromesso tra i valori ottenuti:

$$\beta_1 = -55^\circ \div -75^\circ \quad (5.23)$$

$$\alpha_2 = 65^\circ \div 80^\circ \quad (5.24)$$

$$\frac{b_2}{D_2} = 0,03 \div 0,08 \quad (5.25)$$

Dopo aver scelto il valore dell'angolo  $\beta_2$  all'uscita è dunque possibile passare alla definizione di alcuni parametri adimensionali. Si tratta di fattori di

progettazione stabiliti sperimentalmente i quali forniscono una relazione diretta tra la prevalenza richiesta alla macchina ed alcune quantità utili a definire i triangoli di velocità dello stadio. Essi rappresentano dei valori di velocità adimensionali, indipendenti dalla grandezza e dalla velocità della girante. Sono stati inizialmente sviluppati per turbine idrauliche venendo successivamente adottati anche per il progetto di pompe centrifughe. Il primo dei fattori che è possibile valutare restituisce il valore della velocità periferica all'uscita della girante ed è indice del carico sulle pale, è espresso come segue:

$$K_u = \frac{U_2}{\sqrt{2gH}} \quad (5.26)$$

Il secondo coefficiente utilizzabile rappresenta il valore della velocità meridiana in ingresso  $V_{m1}$ , nella trattazione di questo parametro si trascura la portata di trafilamento e la restrizione dovuta allo spessore delle pale all'ingresso. Esso è così definito:

$$K_{m1} = \frac{V_{m1}}{\sqrt{2gH}} \quad (5.27)$$

Ed infine il terzo ed ultimo coefficiente ingloba il valore della velocità meridiana all'uscita  $V_{m2}$ , adimensionalizzando anche quest'ultimo rispetto all'espressione cinetica della prevalenza della pompa. È rappresentato dalla seguente equazione:

$$K_{m2} = \frac{V_{m2}}{\sqrt{2gH}} \quad (5.28)$$

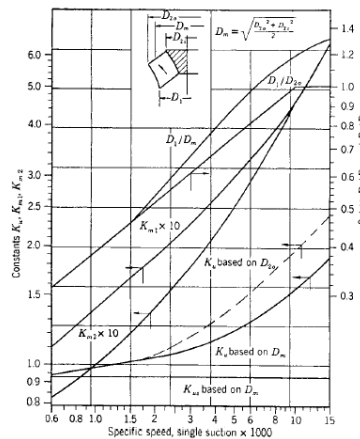


Figura 5.11 Diagramma di Stepanoff per la valutazione dei coefficienti adimensionali di velocità

Stepanoff ha fornito dei grafici grazie ai quali è possibile valutare tutti i coefficienti adimensionali sopra riportati. Il primo di essi è riportato in Figura 5.11, l'andamento rappresentato è stato sviluppato per un valore dell'angolo all'uscita  $\beta_2$  pari all'ottimo consigliato dall'autore ( $22,5^\circ$  come sempre corrispondenti a  $-67,5^\circ$  nella convenzione qui utilizzata). Il diagramma riporta sulle ascisse il valore della velocità specifica calcolata all'inizio moltiplicata per un fattore pari a 1000 e permette di calcolare i parametri adimensionali nel caso in cui l'angolo all'uscita sia pari al valore qui ipotizzato. In caso contrario è necessario fare affidamento ad un secondo diagramma, riportato in Figura 5.12, il quale permette di valutare i coefficienti  $K_u$  e  $K_{m2}$  in altro modo, essendo questi ultimi correlati al triangolo di velocità all'uscita e dunque influenzati dalla scelta del valore di  $\beta_2$  (a differenza di  $K_{m1}$  che ne è indipendente).

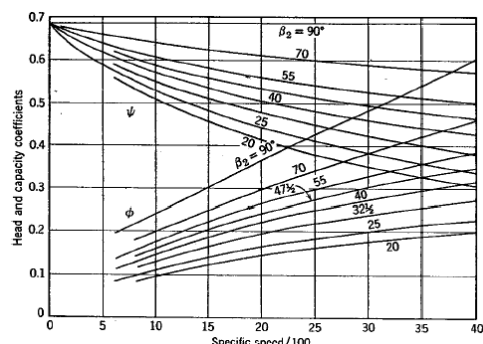


Figura 5.12 Diagramma di Stepanoff alternativo per valori di  $\beta_2$  diversi dall'ottimo

Il diagramma riporta i due coefficienti adimensionali in funzione della velocità specifica così definiti:

$$\phi = \frac{K_{m2}}{K_u} \quad (5.29)$$

$$\psi = \frac{1}{2K_u^2} \quad (5.30)$$

Essi rappresentano rispettivamente un coefficiente di portata ed uno di prevalenza. Il primo di essi aumenta all'aumentare del regime di rotazione a pari  $\beta_2$  e allo stesso modo aumenta all'aumentare di  $\beta_2$  a pari numero di giri. Il coefficiente di prevalenza d'altra parte è ancora direttamente proporzionale all'angolo  $\beta_2$  ma è inversamente proporzionale al regime di rotazione. Essi permettono, nel caso in cui si decida di utilizzare un valore di  $\beta_2$  diverso dall'ottimo, di valutare i valori di velocità che non era possibile estrapolare dal

primo dei grafici riportati. Elaborando le espressioni appena citate è infatti possibile ricavare:

$$U_2 = \sqrt{\frac{gH}{\psi}} \quad (5.31)$$

$$V_{m2} = \sqrt{\frac{1}{2\psi}} \phi \sqrt{2gH} = \phi \sqrt{\frac{gH}{\psi}} \quad (5.32)$$

Avendo calcolato queste tre velocità grazie all'utilizzo dei coefficienti indicati da Stepanoff è poi possibile ricavare tutte le altre quantità fino a definirne completamente la forma sia all'ingresso sia all'uscita.

Dalla conoscenza della velocità periferica all'esterno della girante è possibile ricavare il valore del diametro della macchina:

$$D_2 = 2 \frac{U_2}{\omega} = \frac{U_2}{\pi n} 60 \quad (5.33)$$

Ipotizzando un certo numero di pale della macchina  $N_{pale}$  e uno spessore di ingombro all'uscita  $s_u$  è possibile calcolare l'area disponibile al flusso nella sezione di uscita e correlare quest'ultima al valore di portata volumetrica attraversante la macchina e a quello della velocità meridiana all'uscita:

$$Q = V_{m2} (\pi D_2 b_2 - N_{pale} s_u b_2) \quad (5.34)$$

Da questa espressione è possibile ricavare il rapporto tra l'altezza di pala ed il diametro, per il quale è bene attenersi all'intervallo di valori fornito precedentemente:

$$\frac{b_2}{D_2} = \frac{Q}{V_{m2} (\pi D_2 - N_{pale} s_u) D_2} \quad (5.35)$$

In seguito si ripetono le stesse considerazioni per la sezione all'ingresso, dove la portata volumetrica è esprimibile nel seguente modo:

$$Q = V_{m1} \pi D_1 b_1 \quad (5.36)$$

Da cui, ipotizzando un rapporto tra i diametri della girante, è possibile estrapolare il valore dell'altezza di pala all'ingresso, oltre che del diametro  $D_1$  stesso, da cui:

$$U_1 = \omega \frac{D_1}{2} \quad (5.37)$$

A questo punto è possibile procedere calcolando gli altri termini del triangolo di velocità all'ingresso non ancora definiti. In questa fase del progetto si suppone

per semplicità che la componente tangenziale della velocità assoluta in ingresso sia nulla, che equivale a sostenere che lo sia anche l'angolo  $\alpha_1$ . Seguendo l'ipotesi semplificativa per cui non vi è prerotazione si ottiene il triangolo di velocità rappresentato in Figura 5.13.

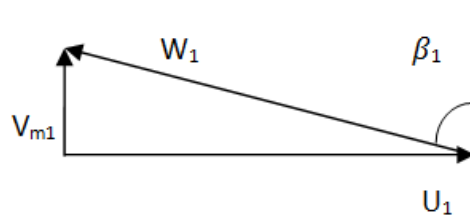


Figura 5.13 Triangolo di velocità all'ingresso

È ora possibile calcolare la velocità relativa come segue:

$$W_1 = \sqrt{U_1^2 + V_{m1}^2} \quad (5.38)$$

Infine si ricava l'angolo  $\beta_1$  per il quale esiste un intervallo ottimale di valori, descritto in precedenza:

$$\beta_1 = 90 - \left[ \cos^{-1} \left( \frac{U_1}{W_1} \right) \right] \quad (5.39)$$

Svolgendo i calcoli qui riportati è possibile definire completamente il triangolo di velocità all'ingresso. Per quanto riguarda quello nella sezione di uscita, valgono delle considerazioni molto simili.

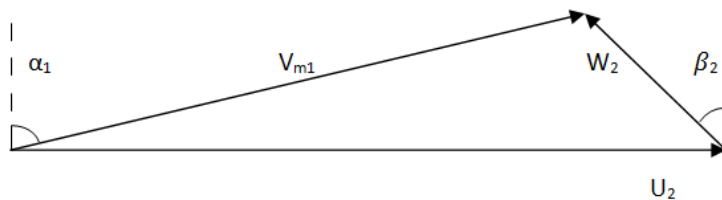


Figura 5.14 Triangolo di velocità all'uscita

Essendo la velocità periferica tangenziale, dovrà necessariamente valere la seguente uguaglianza:

$$W_{m2} = V_{m2} \quad (5.40)$$

Grazie alla quale si può ricavare:

$$W_2 = \frac{W_{m2}}{\cos \beta_2} \quad (5.41)$$

ed in seguito:

$$W_{t2} = W_2 \sin \beta_2 \quad (5.42)$$

$$V_{t2} = U_2 - W_{t2} \quad (5.43)$$

$$V_2 = \sqrt{V_{t2}^2 + V_{m2}^2} \quad (5.44)$$

Fino alla definizione dell'ultimo parametro su cui è necessario fare un confronto con un intervallo consigliabile di valori:

$$\alpha_2 = \cos^{-1} \left( \frac{V_{m2}}{V_2} \right) \quad (5.45)$$

Il triangolo delle velocità in uscita avrà una forma del tipo rappresentato in Figura 5.14, coerente con la scelta di operare con pale all'indietro.

Nel procedimento appena descritto è necessario ipotizzare alcuni valori come il numero di pale, lo spessore di pala all'uscita o il rapporto tra i diametri della macchina, perciò si vuole ora spiegare quali scelte numeriche sono state fatte precisando le motivazioni alla base di queste ultime.

La scelta del numero delle pale in una macchina centrifuga è meno critica rispetto ad una assiale e si basa sull'esigenza di avere un fattore di scorrimento non troppo basso e di contenere le perdite fluidodinamiche. Nel tempo sono state sviluppate delle relazioni valide per macchine centrifughe utili a calcolare un numero approssimativo, un esempio è l'espressione sviluppata da Eckert basata su una schiera assiale trasformata in modo conforme:

$$N_{pale} = \frac{2\pi \cos \bar{\beta}}{0,4 \ln \left( \frac{D_2}{D_1} \right)} \quad (5.46)$$

Nel progetto della pompa qui sviluppato è bene notare che la principale necessità risiede nel fatto che deve essere garantita con certezza un'area di passaggio sufficientemente ampia, si ricorda inoltre che non sarà possibile avere dei profili particolarmente fini, essendo questi ultimi soggetti a forte

danneggiamento, aspetto che va a diminuire ulteriormente l'area disponibile. Tenendo presente l'ordine di grandezza delle particelle solide e le dimensioni approssimative che la macchina avrà, è bene non superare un numero di pale pari a sei. In tal modo si eviteranno possibili ostruzioni del canale di passaggio anche nell'evenienza in cui più particelle si ritrovino affiancate durante il moto.

Lo spessore della pala all'uscita è stato ipotizzato pari ad 0,3 cm, si è scelto di lavorare con un valore non eccessivamente basso proprio per limitare gli effetti dell'azione erosiva delle particelle solide.

Infine per la definizione del rapporto tra i diametri esiste un intervallo di valori generalmente consigliato:

$$\frac{D_1}{D_2} = 0,5 \div 0,7 \quad (5.47)$$

Gli estremi del range qui riportato sono stati decisi in base ad alcune considerazioni fatte sul triangolo di velocità all'ingresso. Al fine di non avere una componente tangenziale della velocità relativa eccessiva all'ingresso si preferisce non eccedere con il valore del diametro  $D_1$ . Scegliendone un valore alto infatti, si ha una diminuzione del valore meridiano della velocità a pari portata elaborata dalla macchina, ma allo stesso tempo il valore della velocità periferica cresce a pari regime di rotazione, essendo aumentato il raggio, la conseguenza di tutti questi effetti è un aumento nel valore della componente tangenziale della velocità relativa, che può in generale essere problematica in molti compressori a causa dell'incremento del numero di Mach relativo a tale velocità. Un flusso molto tangenziale all'ingresso inoltre provocherebbe una forte riduzione dell'area di passaggio a causa dell'impossibilità di ridurre eccessivamente lo spessore di pala. D'altra parte se un canale troppo largo può comportare forti disuniformità trasversali del flusso e conseguenti distacchi o picchi di velocità, un canale molto stretto aumenterebbe le perdite dovute alle eccessive superfici bagnate. Tenendo presente le considerazioni appena riportate si è scelto di operare con un rapporto intermedio in grado di restituire un valore dell'angolo  $\beta_1$  che fosse all'interno dell'intervallo per esso fornito. Inoltre è bene optare per un valore del diametro all'ingresso un po' più piccolo di quello generalmente scelto per il convogliamento di acqua poiché, oltre a garantire maggiormente la sospensione dei solidi grazie ai maggiori valori di velocità nella componente meridiana, permette di contenere le perdite dovute al numero finito di pale e ridurre il rischio che, operando con portate inferiori a quella nominale, si manifesti un flusso di ricircolo all'aspirazione. Evitare che si instauri una portata di ricircolo è infatti di fondamentale importanza per non avere rapide fluttuazioni di pressione e di velocità ed evitare un consistente aumento dell' NPSH richiesto dalla pomp. Il rapporto tra diametri scelto è pari a 0,55.



Seguendo il procedimento qui esposto si è deciso di imporre il valore dell'angolo  $\beta_2$  studiandone gli effetti negli estremi del range indicato da Stepanoff ed in corrispondenza del suo valore medio. Così facendo sono state ricavate le quantità geometriche per le quali si hanno degli intervalli di valori consigliati e confrontando le quantità ottenute è stato possibile scegliere il valore di  $\beta_2$  più appropriato per il lavoro in esame. In Tabella 5.1 sono riportati i risultati ricavati ai diversi valori dell'angolo testati.

Tabella 5.1 Valore dei principali fattore geometrici in funzione dell'angolo  $\beta_2$  ipotizzato

valori di $\beta_2$ ipotizzati	-72,50	-67,50	-62,50
$\beta_1$	-74,91	-74,69	-74,42
$\alpha_2$	81,90	81,88	80,27
$b_2/D_2$	0,0522	0,0505	0,0440

Come si può notare dalla Tabella 5.1 il parametro più problematico al quale è necessario prestare attenzione è l'angolo  $\alpha_2$  in quanto è stato stabilito che è bene non superi il valore di  $80^\circ$ . Analizzando la dipendenza di tale angolo dai valori di  $V_{m2}$  e  $V_2$  a cui è correlato, si nota come esso sia direttamente proporzionale a  $\beta_2$  per alcuni aspetti, inversamente proporzionale per altri. Non è quindi semplice analizzarne la dipendenza, anche se i valori individuati in corrispondenza dei tre casi tipo scelti per  $\beta_2$  suggeriscono l'esistenza di una diretta proporzionalità dell'angolo  $\alpha_2$  rispetto al modulo di  $\beta_2$ . È possibile dunque studiare a fondo il problema per poterne diagrammare l'andamento. In Figura 5.15 è rappresentato il grafico che riporta la curva di dipendenza studiata.

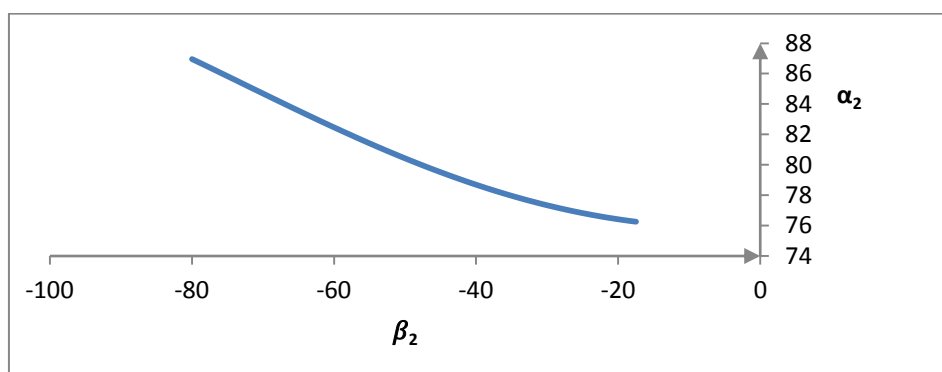


Figura 5.15 Andamento di  $\alpha_2$  in funzione di  $\beta_2$

Essa fornisce unicamente un'indicazione sulla dipendenza di  $\alpha_2$  da  $\beta_2$ , confermando il fatto che il primo aumenta all'aumentare in modulo del secondo. Per ottenere i valori esatti ci si affida ai calcoli riportati nel procedimento esposto precedentemente, i quali sono in grado di quantificare con esattezza i parametri studiati. In questo andamento infatti si ottengono dei valori di  $\alpha_2$  superiori a quelli reali a causa del fatto che la polinomiale utilizzata nel procedimento restituisce un valore della funzione  $\Phi$  più basso di quello che dovrebbe, ciò si traduce in una maggiorazione di  $\alpha_2$ . La migliore scelta dell'angolo  $\beta_2$  sembra dunque essere pari a  $-62,5^\circ$ . Questa opzione permette di rimanere all'interno del range di valori consigliati da Stepanoff senza eccedere allo stesso tempo nel valore di  $\alpha_2$ , il quale comporterebbe una velocità assoluta in uscita eccessiva, con conseguente necessità di avere un diffusore per poter recuperare l'energia cinetica convertendola in energia di pressione. Utilizzando le formule riportate precedentemente sono state ricavate tutte le quantità riportate in Tabella 5.2.

Tabella 5.2 Valori geometrici ottenuti seguendo il procedimento indicato da Stepanoff

n [rpm]	2900	$\psi$	0,53
Q [bbl/min]	4,5	$K_u$	0,971285862
Q [l/min]	715,41	$U_2$ [m/s]	25,54324856
Q [m <sup>3</sup> /s]	0,011924	$D_2$ [m]	0,168220728
$\rho_{slurry}$ [kg/m <sup>3</sup> ]	1150	$\phi$	0,129
Q [gal/min]	189,0119	$K_{m2}$	0,125295876
$H_{tot}$ [m]	3525	$V_{m2}$ [m/s]	3,295079065
$N_{stadi}$	100	$S_u$ ipotizzato [m]	0,01
$H_{stadio}$ [m]	35,25	$b_2$ [m]	0,007407817
$H_{stadio}$ [ft]	115,62	$b_2/D_2$	0,04403629
$n_s$	1130,753	$K_{m1}$	0,149
tipo	radiale	$V_{m1}$ [m/s]	3,918459213
$\eta$	0,67	$D_1/D_2$ ipotizzato	0,55
$ \beta_2 $ [°]	62,5	$D_1$ [m]	0,092521401
		$b_1$ [m]	0,010468787

Successivamente è stato possibile definire anche i triangoli di velocità della macchina all'ingresso e all'uscita, i valori ottenuti sono stati rispettivamente riportati in Tabella 5.3 e Tabella 5.4.

Tabella 5.3 Triangolo di velocità all'ingresso ottenuto seguendo il procedimento di Stepanoff

V <sub>1t</sub> = 0	
U <sub>1</sub> [m/s]	14,04879
W <sub>1</sub> [m/s]	14,58502
β <sub>1</sub> [°]	-74,4153
α <sub>1</sub> [°]	0
V <sub>t1</sub> [m/s]	0
V <sub>1</sub> [m/s]	3,918459
W <sub>t1</sub> [m/s]	14,04879

Tabella 5.4 Triangolo di velocità all'uscita ottenuto seguendo il procedimento di Stepanoff

W <sub>m2</sub> [m/s]	3,295079
W <sub>2</sub> [m/s]	7,136089
W <sub>t2</sub> [m/s]	6,329788
V <sub>t2</sub> [m/s]	19,21346
V <sub>2</sub> [m/s]	19,49396
α <sub>2</sub> [°]	80,26853

### 5.2.2 Dimensionamento secondo Baljé

Come è già stato anticipato nell'introduzione, Baljé ha analizzato e riportato su dei diagrammi le prestazioni di numerose macchine in esercizio, non sempre ottimizzate dal punto di vista del rendimento. Grazie all'utilizzo di questi diagrammi statistici è possibile ricavare delle indicazioni sulla geometria della macchina, noto il regime di rotazione della stessa, la portata elaborata e la prevalenza ad essa richiesta. A partire dalla conoscenza del numero di giri, stabilita all'inizio del progetto, si calcola la velocità angolare associata a questo valore come segue:

$$\omega = \frac{2\pi n}{60} \quad (5.48)$$

E grazie alla sua conoscenza si ricava il valore della velocità specifica, già definita nell'introduzione. Utilizzando il diagramma redatto dall'autore appositamente per pompe centrifughe ed assiali è dunque possibile ricavare il suo diametro specifico ed un'indicazione sul rendimento della macchina. Sfruttando la formula inversa si può dunque ricavare il diametro esterno della girante come segue:

$$D = D_s \frac{\sqrt{Q}}{l^{1/4}} \quad (5.49)$$

Successivamente è possibile leggere dal diagramma il rendimento della macchina, da cui nota la prevalenza è possibile calcolare il lavoro di Eulero  $l$ . A questo punto, grazie alle informazioni geometriche ricavate fino ad ora, è possibile procedere definendo i triangoli di velocità della macchina. Come prima cosa è necessario stabilire il modulo della velocità meridiana all'uscita, in quanto da essa dipendono tutte le altre grandezze cinematiche. Considerando il valore ottenuto dalla trattazione fatta con Stepanoff, si è deciso di fissare la  $V_{m2}$  a 3 m/s. All'uscita è semplice ricavare il valore della velocità periferica essendo noto quello della velocità angolare e il diametro della macchina:

$$U_2 = \frac{\omega}{D/2} \quad (5.50)$$

Da cui, grazie alla conoscenza del lavoro euleriano e supponendo di avere una componente nulla della velocità tangenziale all'ingresso si ricava:

$$V_{t2} = \frac{l}{U_2} \quad (5.51)$$

Noti due valori appena calcolati, è possibile ricavare anche la componente tangenziale della velocità relativa come segue:

$$W_{t2} = V_{t2} - U_2 \quad (5.52)$$

L'espressione scritta è coerente con il fatto che le pale della macchina dovranno essere rivolte all'indietro, la velocità così calcolata risulterà negativa se questa ipotesi è verificata.

Infine è possibile ricavare tutti gli angoli all'uscita nel seguente modo:

$$\beta_2 = \tan^{-1} \frac{W_{t2}}{V_{m2}} \quad (5.53)$$

$$\alpha_2 = \tan^{-1} \frac{V_{t2}}{V_{m2}} \quad (5.54)$$

Nella presente trattazione si è preferito calcolare l'altezza di pala all'uscita trascurando la presenza di un certo spessore dei profili è sfruttando semplicemente la relazione che lega la portata volumetrica alla sezione di passaggio:

$$b_2 = \frac{Q}{V_{m2} \pi D_2} \quad (5.55)$$

Da cui è poi possibile calcolare il rapporto tra l'altezza di pala ed il diametro all'uscita, su cui è bene fare un controllo insieme al valore dell'angolo  $\alpha_2$  per accertarsi che non siano troppo distanti dall'intervallo consigliato. Svolgendo tutti i calcoli sopra descritti si ottengono i valori riportati in Tabella 5.5.

Tabella 5.5 Valori geometrici ottenuti seguendo il procedimento indicato da Baljé

n [rpm]	2900
$\omega$ [rad/s]	303,6872898
$\omega_s$	0,413530358
$D_s$ (Cordier)	6,1
tipo	radiale
$\eta$	0,83
D [m]	0,154463077
l [J/kg]	416,6295181
$U_2$ [m/s]	23,45423656
$V_{t2}$ [m/s]	17,76350797
$W_{t2}$ [m/s]	-5,690728582
$V_{m2}$ [m/s]	3
$\beta_2$	-62,20300021
$\alpha_2$	80,41402526
$b_2$	0,008190453
$b_2/D_2$	0,053025316

Come si può notare, la scelta del regime di rotazione risulta adeguata dal punto di vista della valutazione dei coefficienti  $\alpha_2$  e  $b_2/D_2$ , i quali non sono distanti dai valori appartenenti all'intervallo ottimale per essi indicato.

### 5.2.3 Confronto tra i metodi utilizzati

Come ultimo commento ai risultati ottenuti può essere interessante confrontare i valori ricavati con i due diversi metodi in modo da sottolinearne eventuali incongruenze. La Tabella riporta i valore dei coefficienti ricavati con Baljé e confrontati con quelli di Stepanoff:

Tabella 5.6 Confronto tra i risultati ottenuti con i due metodi studiati

	Balje	Stepanoff
n [rpm]	2900	2900
$\omega$ [rad/s]	303,6872898	303,6872898
$\omega_s$	0,413530358	0,413530358
$D_s$	6,1	6,643312198
tipo	Radiale	Radiale
D [m]	0,154463077	0,168220728
l [J/kg]	416,6295181	490,7741959
$U_2$ [m/s]	23,45423656	25,54324849
$V_{t2}$ [m/s]	17,76350797	19,2134605
$W_{t2}$ [m/s]	-5,690728582	-6,329787991
$V_{m2}$ [m/s]	3	3,295079065
$\beta_2$	-62,20300021	-62,5
$\alpha_2$	80,41402526	80,26853098
$b_2$	0,008190453	0,007407817
$b_2/D_2$	0,053025316	0,044036291

A partire dai dati noti ricavati con il metodo di Stepanoff, è stato calcolato anche il diametro specifico, il quale non era stato precedentemente valutato nella trattazione perché non utile ai calcoli. In questo modo è possibile fare un confronto con quello ricavato nel metodo di Balje direttamente dal diagramma. Una verifica può essere effettuata operando un controllo sul rendimento, dopo aver calcolato il lavoro di Eulero per Stepanoff grazie alla conoscenza dei triangoli di velocità, si può ricavare il rendimento nel seguente modo:

$$\eta_i = \frac{g^{H_{tot}}/N_{stadi}}{l} \quad (5.56)$$

Esso risulta pari a 0,71 ed è confrontabile in modo soddisfacente con quello ottenuto inizialmente dal grafico di Stepanoff. Come si può osservare dai valori numerici riportati nella Tabella 5.6, tutti i parametri sembrano essere sufficientemente simili, l'unica discordanza più evidente è il valore del rendimento, il quale risulta essere maggiore nella trattazione fatta seguendo il metodo proposto da Balje. La motivazione di questa incongruenza risiede nel fatto che gli autori hanno sviluppato i loro lavori in periodi temporali diversi, grazie al continuo sviluppo tecnologico nel campo dunque, i valori medi di rendimento individuati da Stepanoff anni prima sono risultati minori rispetto a quelli ricavati con i diagrammi di Balje. È bene precisare come il valore di rendimento letto dai diagrammi statistici fornisce unicamente un'indicazione

sull'efficienza della macchina, ma non può essere considerato con validità assoluta. In ogni caso si otterrebbe con Baljé un valore leggermente più vicino a quello di Stepanoff se si considerasse che in realtà il diametro specifico è lievemente diverso, volendo operare nel caso del diagramma di Baljé con un diametro specifico concorde con il valore ricavato dall'altro metodo si avrebbe l'esigenza di abbandonare la linea di Cordier andando ad identificare un punto ad un'efficienza minore.

#### 5.2.4 Variazione delle proprietà del flusso durante il pompaggio

Nello sviluppo della geometria della macchina è bene tenere presente che ogni stadio potrebbe trovarsi a lavorare con un fluido dalle caratteristiche diverse, a causa della variazione delle sue proprietà dovuta al diverso valore di pressione e di temperatura a cui esso si trova. Essendo elaborato da una macchina che ha come obiettivo proprio quello di innalzarne la pressione, lo slurry potrebbe subire un cambiamento della sua densità, in quanto il modello di fluido incomprimibile potrebbe non rispecchiare a pieno la situazione nel momento in cui i valori di pressione raggiunti non sono indifferenti. Questo aspetto è da tenere presente in fase di progettazione facendo attenzione al fatto che gli ultimi stadi della macchina si troverebbero a lavorare in condizioni diverse rispetto ai primi. La frazione di lavoro persa durante la trasformazione è calcolabile come segue:

$$W_{perso} = \frac{gH_{tot}}{\eta_{medio}} - gH_{tot} \quad (5.57)$$

L'equazione esprime la differenza tra il lavoro richiesto dalla macchina per operare e quello che effettivamente essa trasferisce allo slurry durante il suo funzionamento. Facendo riferimento alla progettazione secondo Baljé il valore del rendimento medio dipende dalla scelta individuata sul diagramma, se la densità dello slurry aumenta di molto procedendo lungo gli stadi, la portata volumetrica elaborata dal singolo stadio va diminuendo, e con essa il valore della velocità specifica, come conseguenza di ciò il rendimento dello stadio diminuisce perché si procede verso sinistra nel grafico avanzando con gli stadi della macchina. Se tale diminuzione risultasse non trascurabile, sarebbe opportuno operare con i primi stadi ad alta efficienza in modo da poter accettare una diminuzione di rendimento procedendo verso gli ultimi, senza rischiare di ottenere un valore eccessivamente basso alla fine. La valutazione del lavoro perso è utile a poter stabilire l'innalzamento di temperatura subito dal composto tra l'ingresso e l'uscita, calcolabile nel seguente modo:

$$\Delta T = \frac{W_{perso}}{C_p \text{ slurry}} \quad (5.58)$$

Per semplicità, essendo questa una trattazione utile unicamente a dare un'idea del possibile cambiamento di densità del composto, si è deciso di utilizzare il calore specifico dell'acqua, essendo quest'ultimo ben noto. In questo modo è stato possibile ricavare un innalzamento nella temperatura pari a soli 3,54°C, i quali, in abbinamento all'innalzamento della pressione, non sono in grado di provocare un cambiamento apprezzabile nel valore della densità dell'acqua, pari a 1012 kg/m<sup>3</sup> al termine del processo. Allo stesso modo è possibile concludere che lo slurry non vedrà la sua massa volumica cambiare significativamente tra uno stadio e l'altro, considerando che è formato principalmente da acqua ma anche da altri componenti i quali hanno tendenza ancora minore a variare la loro densità perché ancora più concordi con il modello di materiale incomprimibile. Come conclusione di questa trattazione è dunque possibile affermare che in buona approssimazione si può pensare di basare il progetto degli stadi della macchina sul primo di essi, per il quale è noto il valore di densità iniziale del composto.

### **5.3 Decadimento delle prestazioni della macchina**

Nella trattazione eseguita seguendo le linee guida del procedimento sviluppato da Stepanoff non rientra in nessun parametro calcolato la reologia del fluido che la macchina sta utilizzando, si tratta infatti di una metodologia sviluppata per macchine tradizionali operanti generalmente con acqua. Il passaggio successivo che è necessario sviluppare riguarda perciò la conversione dei risultati ottenuti per una macchina che opererà con slurry e non con un fluido Newtoniano. Lo scadimento delle prestazioni di pompe centrifughe da slurry rispetto al caso in cui si convogli acqua pulita è influenzato da diverse variabili, tra cui la forma e le dimensioni delle particelle, la grandezza della macchina, la densità dello slurry e la sua concentrazione di solidi. Quando si ha un flusso di slurry, la parte acquosa dello stesso tende a fluire più velocemente di quella solida, la quale riesce a muoversi se la forza di drag provocata su di essa supera quella gravitazionale che tenderebbe a lasciarla precipitare sul fondo. La perdita di prevalenza può quindi essere spiegata immaginando il moto di due particelle della stessa dimensione, la prima solida e la seconda costituita da acqua. Nel momento in cui entrambe entrano nella voluta hanno dei comportamenti opposti, la seconda si trova a convertire la propria velocità in pressione, mentre la prima vedrà la sua energia cinetica convertirsi in energia degli urti contro le pareti. Questo aspetto riesce a chiarire a fondo la motivazione della dipendenza delle prestazioni della macchina dalla quantità e dalla tipologia di solidi presenti.



Molti autori hanno studiato il decadimento delle prestazioni dovuto a questo aspetto, Walker e Goulas [50] nel 1984 hanno messo in evidenza come il rendimento e la prevalenza che una macchina è in grado di fornire elaborando acqua decadano significativamente nel caso in cui sia impiegato slurry, in modo particolare a bassi regimi di portata. Essi hanno dimostrato come la risposta della macchina dipenda significativamente dalla reologia dello slurry utilizzato. I risultati ottenuti sono stati rielaborati da Cooke nel 2007 [55], il quale ha stabilito che la precisione del metodo sviluppato dai due autori precedentemente può essere ritenuta buona per valori del numero di Reynolds superiori a  $3 \cdot 10^5$ . Nel 1992 Galhot [51] ha ricercato una correlazione per la previsione delle prestazioni di una pompa centrifuga da slurry di piccole dimensioni, ottenendo una legge empirica in cui il fattore di riduzione della prevalenza risulta essere direttamente proporzionale alla concentrazione di solidi, legato esponenzialmente alla specific gravity delle particelle solide ed in maniera logaritmica al loro diametro. Nel 1997 il lavoro è stato eseguito anche da Kazim [52], il quale ha supposto l'esistenza di una legge di variazione del fattore di riduzione della prevalenza lineare rispetto alla concentrazione di solidi dello slurry. Le dipendenze dagli altri fattori sono molto simili a quelle esposte dal precedente autore, con ovviamente delle costanti numeriche che sono risultate differenti. Sellgren [53] ha poi sviluppato diverse ricerche negli anni su pompe di medio-grandi dimensioni ponendo particolare attenzione alla grandezza della macchina e all'influenza della palettatura sulle sue prestazioni. Egli ha osservato come una svergolatura delle stesse migliori considerevolmente le prestazioni della pompa ma allo stesso tempo sia adeguato impiegarla solo se risulta economicamente sensato il processo tecnologico di realizzazione. Infine l'autore si è concentrato sullo studio dell'influenza esercitata dalla distribuzione delle dimensioni delle particelle, osservando come la presenza di particelle più fini favorisca la sospensione di quelle più grosse migliorando il fattore di riduzione della prevalenza. Nel 2003 Giadrossi [54] ha sviluppato una correlazione per il calcolo delle prestazioni di una pompa da slurry di piccole dimensioni osservando come il fattore di riduzione della prevalenza rispetto alla concentrazione di solidi abbia un andamento lineare fino a percentuali intorno al 20 poi cresca molto più rapidamente. La dipendenza del fattore dalle altre quantità continua a rimanere simile alle precedenti ma in questo caso esso risulta proporzionale al quadrato della concentrazione di solidi e allo stesso tempo inversamente proporzionale al suo logaritmo.

Le correlazioni proposte dagli autori appena citati sono perciò da utilizzare soprattutto in funzione delle dimensioni della pompa, tenendo presente che esse sono state sviluppate grazie a test sperimentali eseguiti su macchine di grandi o di piccole dimensioni. In generale per poter estendere le correlazioni empiriche relative ad una specifica grandezza della macchina è possibile considerare che, noto il fattore di riduzione relativo ad una certa dimensione della macchina, è

possibile estendere il risultato per una macchina dal diametro differente supponendo un legame esponenziale tra il rapporto delle prevalenze e quello dei diametri nei due casi. In generale è stato possibile definire che le prestazioni di una macchina da slurry migliorano al crescere delle dimensioni della pompa, in quanto il fattore di riduzione decresce esponenzialmente all'aumentare del diametro esterno. Infine è stato possibile stabilire dai vari esperimenti condotti negli anni, come la distribuzione delle particelle influisca di molto sulle prestazioni della macchina in quanto i risultati ottenuti sono molto diversi se le dimensioni delle stesse sono molto vicine al valore medio oppure no, grazie alla diversa capacità di sospensione prima spiegata.

### **5.3.1 Influenza della viscosità sulle prestazioni**

In generale il modo più semplice di descrivere una turbomacchina consiste nel correlare le grandezze sulla base delle variabili più significative. Risulta molto più vantaggioso descrivere il problema tramite delle variabili adimensionali e si giunge ad una definizione della correlazione tra le grandezze in gioco tramite il ben noto processo di adimensionalizzazione del teorema di Buckingham. Dopo aver definito preliminarmente il legame esistente tra il rendimento di una macchina ed il suo coefficiente di portata, è bene considerare anche gli effetti di viscosità che possono essere stati trascurati in un primo momento. Ciò significa che se il numero di Reynolds, che tiene conto degli effetti viscosi, viene tralasciato in un primo momento, deve poi essere considerato attentamente poiché causa di decadimento delle prestazioni della macchina. Per grandi valori del numero di Reynolds trascurare gli effetti viscosi non comporta un grande errore, ciò non è più vero se quest'ultimo diminuisce notevolmente. Esso è infatti il rapporto tra le forze di inerzia e quelle di attrito, al suo diminuire crescono di importanza gli effetti viscosi che influiscono sulle prestazioni della macchina.

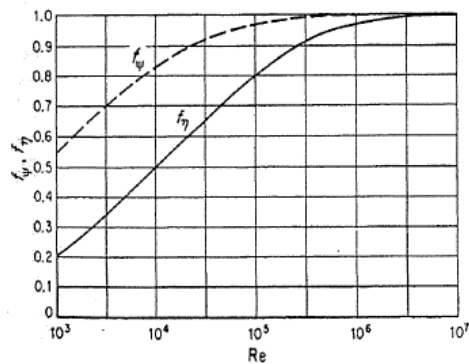


Figura 5.16 Fattori di correzione delle prestazioni di turbomacchine simili in funzione di Re

Sperimentalmente è stato provato che è possibile separare le variabili per poter esprimere il rendimento come funzione di un fattore rappresentante la portata, in questo caso la velocità specifica  $\omega_s$ , e un fattore rappresentante la viscosità, ossia il numero di Reynolds. Le stesse considerazioni sono valide anche per il lavoro della macchina (rappresentato dal coefficiente di carico  $\psi$ , pari al rapporto tra il lavoro ideale ed il quadrato del prodotto tra il numero di giri ed il diametro della macchina), l'andamento delle funzioni qui descritte per entrambi è riportato in Figura 5.16. Grazie a questo grafico è possibile considerare il rendimento nel seguente modo:

$$\eta = f_{\eta}(Re) * f(\omega_s) \quad (5.59)$$

I fattori riportati in figura risultano abbastanza generali, anche se in realtà non è affatto semplice riuscire a definire dei parametri universali per macchine costruttivamente molto diverse. Il numero di Reynolds a cui valutare tale funzione potrebbe dipendere dalla viscosità plastica ricavata con il modello Bingham o in alternativa da quella ricavata supponendo che lo slurry possa essere in prima approssimazione rappresentato dal modello di fluido Newtoniano. Valutando  $f_{\eta}(Re)$  in entrambi i casi si trova all'incirca un valore di 0,96-0,98 che comporterebbe una diminuzione della prevalenza che il singolo stadio è in grado di fornire.

### 5.3.2 Metodi di valutazione del decadimento delle prestazioni

Al giorno d'oggi, grazie agli studi approfonditi condotti negli anni passati, è possibile stabilire il decadimento delle prestazioni della macchina affidandosi a degli appositi diagrammi che ne riportano i fattori riduttivi in funzione del

numero di Reynolds dello slurry utilizzato. Il diagramma riguardante il fattore riduttivo del rendimento della macchina è riportato in Figura 5.17 mentre le espressioni per i fattori qui citati (Head Derating Factor e Efficiency Derating Factor) sono le seguenti:

$$H_R = \frac{H_{slurry}}{H_{acqua}} \quad (5.60)$$

$$\eta_R = \frac{\eta_{slurry}}{\eta_{acqua}} \quad (5.61)$$

Ciò comporta che gli andamenti delle funzioni di prevalenza e di rendimento della macchina rispetto alla mantengano proprietà analoghe a quelle relative alle prove effettuate con acqua, e sono rappresentate da queste ultime moltiplicate per una costante. Noto il rendimento di una macchina studiata per acqua è possibile ricavare il corrispondente valore nel caso in cui si operi con slurry dopo aver valutato il secondo di questi fattori dall' apposito grafico.

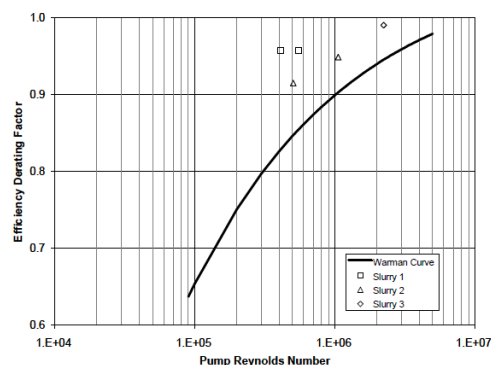


Figura 5.17 Efficiency Derating Factor in funzione del numero di Reynolds

Il numero di Reynolds riportato sulle ascisse deve essere valutato sulla base del regime di rotazione e delle dimensioni della macchina utilizzata, della densità dello slurry ed infine della sua viscosità. Per quest'ultimo fattore è necessario riferirsi alla viscosità plastica valutata nella legge dello slurry trattato come fluido alla Bingham, così facendo si ricava un valore di  $1,964787 \cdot 10^6$ . Dal diagramma è possibile ricavare un valore di  $\eta_R$  pari a 0,945, da cui la nuova prevalenza della macchina che ne rappresenta le prestazioni quando opera con slurry, pari a 33,31 m.

Con il precedente metodo basato sull'influenza della viscosità il decadimento delle prestazioni risultava inferiore, ciò è assolutamente lecito in quanto in quel

caso si consideravano unicamente gli effetti viscosi che si erano tralasciati inizialmente. Nel caso in cui si sfrutta una metodologia studiata appositamente per slurry si stanno invece valutando tutti i fenomeni di perdite dovuti al fatto che il composto utilizzato non solo ha una viscosità tale da non poter essere trascurata, bensì è costituito da parti solide in sospensione nella fase liquida, le quali comportano ulteriori complicazioni di cui si è già parlato sufficientemente e che non possono essere trascurate.

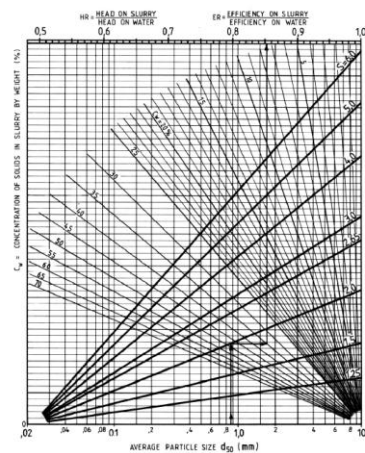


Figura 5.18 Diagramma per la valutazione del  $\eta_R$  in funzione delle caratteristiche della fase solida

Un grafico alternativo per la valutazione del decadimento delle prestazioni è riportato nel manuale Warman Slurry Pumping Handbook, rappresentato in Figura 5.18. Esso fornisce i valori ricercati basandosi principalmente sulle caratteristiche della fase solida in quanto, come si può notare, richiede la conoscenza della dimensione, della concentrazione massica e della specific gravity delle particelle. Si tratterebbe dunque di un confronto interessante da svolgere, nonostante ciò nel presente lavoro si è preferito non fare riferimento a questa metodologia in quanto è stata sviluppata unicamente per slurry costituiti da acqua e da detriti solidi, senza la possibilità di utilizzo nel caso in cui vi siano altri costituenti, come nello slurry qui analizzato.

### 5.3.3 Calcolo del numero di stadi necessario

Le considerazioni fino ad ora fatte permettono di capire come il singolo stadio della macchina sia in grado di fornire una prevalenza minore rispetto a quella

inizialmente calcolata a partire dalla richiesta totale e supponendo di operare con cento stadi. Considerando che il singolo stadio sarà in grado di soddisfare di meno le esigenze dell'impianto, è necessario ricalcolare l'effettivo numero di stadi necessario a raggiungere il valore di prevalenza totale:

$$N_{stadi} = \frac{H_{tot}}{H_{stadio,slurry}} \quad (5.62)$$

In questo modo si ricava un valore pari a 105,82 di conseguenza la macchina dovrà avere 106 stadi.

## 5.4 Definizione della geometria delle pale

Una volta determinati i valori dei diametri e degli angoli di attacco e di uscita delle pale è possibile passare alla definizione della linea media, la quale può variare di molto fissate le condizioni all'ingresso e all'uscita. La geometria della pala può essere costruita in maniera analitica oppure per punti, per esempio in alcuni casi si preferisce assegnare direttamente la forma delle curve rappresentanti il dorso e il ventre della pala, il metodo più diffuso è però lo sviluppo di una linea media che costituisca lo scheletro del profilo, su cui successivamente si considerano gli spessori. Infine sarà necessario operare un'opportuna trasformazione in grado di definire la geometria del profilo realizzato in precedenza in un piano radiale quale è quello di una macchina centrifuga.

### 5.4.1 Costruzione della linea media e dello spessore di pala

Per poter definire una legge caratteristica dell'andamento della linea media si è deciso di costruire un profilo ad arco di circonferenza, il quale rispetti i vincoli imposti dagli angoli relativi  $\beta_1$  e  $\beta_2$  rispettivamente all'ingresso e all'uscita. Di conseguenza è stato calcolato il valore della corda radiale come differenza tra il raggio esterno e quello interno della macchina ed è stato sviluppato un arco di circonferenza che avesse una lunghezza tale da rispettare la corda radiale e possedesse allo stesso tempo delle tangenti al bordo di ingresso e di uscita in grado di garantire le angolazioni imposte. Dopo aver descritto la linea media della pala è necessario passare a definirne lo spessore lungo tutta la sua lunghezza. Solitamente per prestazioni non particolarmente elevate si può optare per uno spessore costante, mentre per la ricerca di alte prestazioni può essere utile fare riferimento ad una legge di spessori derivata da profili aerodinamici.

Particolare attenzione va data anche al bordo di attacco della pala, il quale deve essere tale da limitare eventuali distacchi di vena in ingresso e fenomeni di cavitazione. Si può scegliere tra un raccordo a semicerchio, come nel caso in esame, o in alternativa è possibile utilizzare un'altra figura geometrica come l'ellisse. In generale le pale, numericamente inferiori rispetto al caso con acqua, hanno uno spessore maggiore in modo da contrastare meglio il fenomeno di usura e in alcuni casi possono presentare un'altezza di pala superiore per poter fornire una più ampia area di passaggio alla portata, considerando che i valori di velocità meridiana all'uscita non sono generalmente molto elevati. Nel caso in esame è stata utilizzata una legge di spessore comune per pale di questo tipo, la quale è stata però modificata incrementando i valori di spessore grazie ai quali si passa a costruire il dorso ed il ventre a partire dalla linea media. Si è preferito adottare questo procedimento al fine di garantire una solidità maggiore della pala la quale dovrà sopportare l'azione aggressiva dello slurry elaborato. La Figura 5.19 riporta il disegno di una frazione della schiera ottenuta.

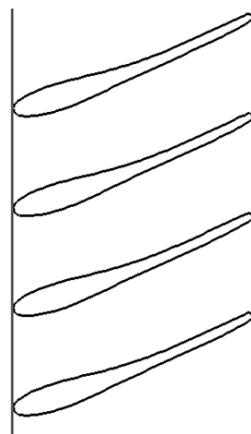


Figura 5.19 Parte della schiera di pale progettate riportate in un piano bidimensionale

#### 5.4.2 Trasformazione conforme

Il profilo così ottenuto descrive la geometria delle pale in un piano cartesiano ortogonale, esso deve ora necessariamente essere trasformato in un piano radiale. Per farlo si opera una trasformazione conforme, ossia una correzione del profilo che garantisce che in un piano radiale esso continui a conservare gli angoli dai quali era descritto precedentemente. Dato un punto descritto nel piano bidimensionale dalle coordinate  $(x_P, y_P)$ , le relazioni alla base della trasformazione che porta il punto in questione dal piano  $xy$  a  $r\theta$  sono le seguenti:

$$r_p = r_1 \left( e^{\frac{q}{b_{ax}}(x_p - x_{rif})} \right) \quad (5.63)$$

$$\theta_p = \frac{q}{b_{ax}}(y_p - y_{rif}) \quad (5.64)$$

Dove  $(x_{rif}, y_{rif})$  sono le coordinate di un punto di riferimento (per esempio quello al bordo di attacco),  $q$  rappresenta il logaritmo del rapporto tra il raggio in ingresso e quello in uscita ed infine  $b_{ax}$  è la corda. Per effettuare le trasformazioni necessarie si è fatto uso di un apposito programma, in grado di accettare la legge di profilo del dorso e del ventre della pala e restituire quest'ultimo trasformandolo in modo conforme come sopra descritto. Grazie ad esso è stato possibile ottenere lo schema della palettatura riportato in Figura 5.20.

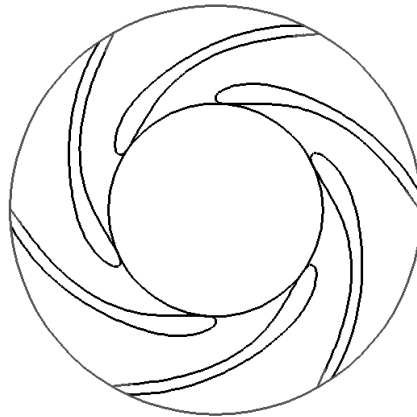


Figura 5.20 Girante della macchina ottenuta dalla progettazione della geometria delle pale

## 5.5 Valutazione della cavitazione

Nella progettazione della girante di ogni stadio, è bene non trascurare un eventuale problematica che potrebbe verificarsi nei primi stadi della pompa: la cavitazione. Questo fenomeno è stato esaurientemente descritto nell'introduzione al capitolo. Di seguito si vogliono fornire dei dati numerici che ne quantifichino l'importanza. Il NPSH richiesto da una pompa centrifuga è la minima quantità di energia che il fluido deve avere all'entrata dello stadio per poter evitare il fenomeno in questione. Per prevenire la cavitazione nelle pompe impiegate per l'elaborazione di slurry generalmente è pratica comune testarne le prestazioni con acqua. In questo modo si ricavano non solo le curve delle



prestazioni della macchina in termini di prevalenza e di rendimento rispetto alla portata bensì anche la curva di minima richiesta di NPSH, che deve essere garantito ad ogni valore di portata a cui viene analizzato. In generale non si effettuano correzioni al valore di NPSH così ottenuto. Altri autori invece ritengono sia necessario maggiorare il minimo richiesto nel caso in cui si impieghi acqua con circa 10 psi (corrispondenti a 0,7bar) di pressione in più. Correzioni aggiuntive potrebbero essere richieste se il composto da pompare risulta essere particolarmente viscoso, ma non si tratta del caso preso in esame. Nell'impiego di slurry esiste inoltre un vantaggio non trascurabile, in quanto il decadimento delle prestazioni dovuto all'instaurarsi del fenomeno della cavitazione risulta essere molto meno brusco se confrontato con il caso di acqua [43]. Questa diminuzione più graduale è dovuta probabilmente al fatto che le aree di passaggio dedicate al flusso sono maggiori, dunque la formazione di bolle occupa una sezione percentualmente minore rispetto a quella disponibile, come conseguenza il flusso risulta meno disturbato dalla loro presenza. In prima approssimazione ci si può dunque affidare a dei diagrammi sviluppati per acqua, rappresentati in Figura 5.21.

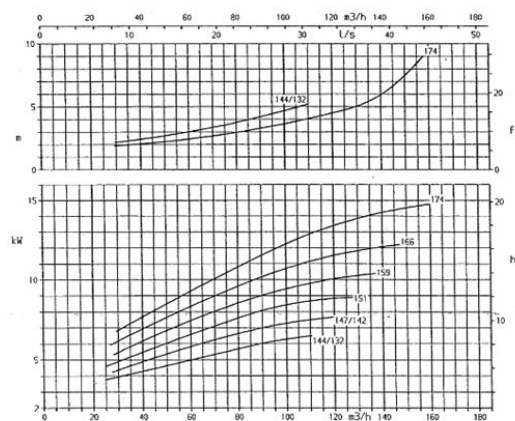


Figura 5.21 Grafico per la valutazione del NPSH richiesto dalla pompa operante con acqua

La potenza assorbita dalla pompa è facilmente calcolabile nota la prevalenza, la portata ed il rendimento della stessa. Con un assorbimento di circa 6,7 kW si ottiene dal grafico un NPSH di circa 2,15 m. Questo battente corrisponde a  $2,109 \cdot 10^4 \text{ Pa}$  a cui corrisponde 1,87 m di battente per slurry. Il fenomeno non risulta dunque particolarmente problematico per questa tipologia di macchina, per la quale c'è un certo margine dovuto alla pressione atmosferica a cui essa aspira. L'unico aspetto che può variare significativamente da impianto a

impianto e che non può essere trascurato è l'esistenza delle perdite di carico all'aspirazione, le quali vengono trascurate in questo progetto in quanto il posizionamento della pompa è in prossimità del serbatoio di aspirazione ma andrebbero valutate attentamente nel caso in cui si stesse operando in un impianto in cui ciò non è possibile a causa di motivi logistici. Di conseguenza nel sistema in esame sarà sufficiente assicurarsi che la macchina non venga posta ad una quota eccessiva o, nel caso in cui in fase operativa sorgano delle esigenze impiantistiche che ne richiedono un posizionamento che potrebbe dare problemi, sarà sufficiente disporre di una piccola pompa booster che garantisca di mantenere un valore di pressione sufficiente anche nel primo stadio.

## 5.6 Effetto di slip factor

Come ultimo aspetto nella progettazione degli angoli da imporre al flusso per ottenere le dovute prestazioni della macchina è necessario considerare l'effetto di slip factor, già spiegato nella parte introduttiva al capitolo. Con il termine slip factor si indica il fenomeno fluidodinamico per il quale il flusso in uscita dalla girante non segue la direzione della linea media delle pale bensì fuoriesce con un'elevata deviazione ovvero con minore deflessione, diminuendo di conseguenza le prestazioni della girante. La previsione di tale fenomeno permette dunque di correggere l'angolo costruttivo della pala, ottenendo le prestazioni desiderate. Esso dipende da molti fattori, tra cui il numero delle pale, l'angolo geometrico di uscita e il rapporto tra i diametri di ingresso e di uscita. Tutte le dipendenze qui descritte sono correlate al fatto che il fenomeno dipende dalla circolazione della velocità relativa nello spazio esistente tra due pale vicine e di conseguenza è funzione del perimetro e dell'area esistente tra le stesse, a cui sono legati i fattori esposti precedentemente. Molte correlazioni sono state sviluppate negli anni da Stodola, Busemann o altri autori, nello specifico si è deciso qui di fare riferimento ad una relazione sviluppata da Backström [57], in grado di unificare le espressioni utilizzate da altri autori:

$$\mu = 1 - \frac{1}{1 + \frac{F_0 \left(1 - \frac{D_1}{D_2}\right) N_{pale}}{2\pi \cos \beta_{2geom}} (\cos \beta_{2geom})^{0,5}} \quad (5.65)$$

Dove  $F_0$  è una costante che dipende dalla famiglia di macchine studiate e nel caso in esame è stata posta pari a 7 (in quanto tale numero garantisce il migliore accordo con le correlazioni proposte da altri autori). A questo punto è necessario ricercare quale deve essere il valore dell'angolo geometrico della pala  $\beta_{2geom}$  perché si ottenga uno slip factor  $\mu$  che restituisca il valore della velocità assoluta tangenziale all'uscita compatibile con la richiesta delle prestazioni della

macchina. Lo slip factor è definito come il fattore di riduzione delle prestazioni della macchina dovuto al fatto che essa non possiede un numero infinito di pale e dunque non è in grado di guidare il flusso imponendogli esattamente l'angolazione che corrisponde alla direzione di uscita, viene quindi definito come segue:

$$\mu = 1 - \frac{\Delta W_{t2}}{U} \quad (5.66)$$

Dove  $\Delta W_{t2}$  esprime la differenza tra la componente tangenziale della velocità relativa nel caso di numero infinito di pale  $W_{t2\infty}$  e quella reale  $W_{t2}$ . Quest'ultima può dunque essere ricavata dopo aver valutato l'entità dello slip factor. Per il profilo costruito fino a questo punto il  $\beta_{2\text{geom}}$  vale  $-62,5^\circ$  di conseguenza si ottiene uno slip factor pari a 0,816 che determina un angolo relativo all'uscita di  $-73,4^\circ$ . Si ricerca perciò l'angolo all'uscita con cui la pala dovrà geometricamente essere costruita per permettere al flusso di avere la direzione per il quale esso è stato progettato ossia per poter ottenere un angolo  $\beta_2$  del flusso pari a  $-62,5^\circ$ . Il fenomeno analizzato incide fortemente sulle prestazioni della pompa, determinando un forte cambiamento dell'angolo geometrico nella sezione di uscita, per limitare questo effetto si è deciso di inserire altri sei profili nella parte finale, i quali guidano meglio il flusso riducendo lo slip factor e sono posizionati in una parte della macchina dove l'area di passaggio è maggiore e ne consente l'utilizzo senza eccessivi problemi. Lo slip factor in grado di determinare l'angolo del flusso all'uscita voluto è pari a 0,875 e deriva da un angolo geometrico della pala pari a  $-44^\circ$ . Come era stato anticipato il profilo della stessa cambia notevolmente se si decide di disegnarne l'andamento sulla base del fenomeno di slip factor e delle sue conseguenze. La Figura 5.22 riporta la geometria dei profili ottenuti con questa metodologia a cui è già stata applicata la trasformazione conforme. Una verifica strutturale sarebbe necessaria per definire il valore di spessore necessario per operare con lo slurry, nonostante ciò l'immagine fornisce un'indicazione della geometria permettendo di rappresentare le pale e le pale splitter sul disco.

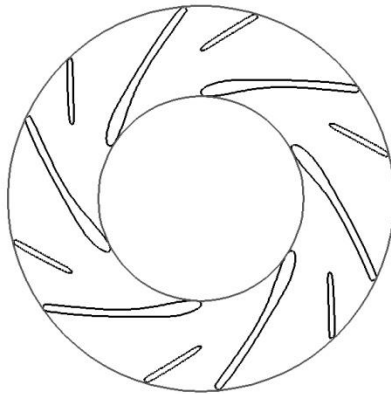


Figura 5.22 Girante della macchina ottenuta considerando il fenomeno di slip factor

## 5.7 Usura della macchina e vita utile

Il principale ostacolo impiantistico è il forte deterioramento a cui le parti della macchina sono soggette, a causa dei detriti solidi contenuti nello slurry elaborato. Essi esercitano un'azione abrasiva quando si trovano a contatto con le parti della macchina e muovendosi rispetto ad esse ne provocano uno scavamento (gouging) o una frantumazione (grinding), come si osserva in Figura 5.23. L'abrasione si verifica in modo particolare tra le pale ed il disco ed in corrispondenza degli elementi fissi della macchina.

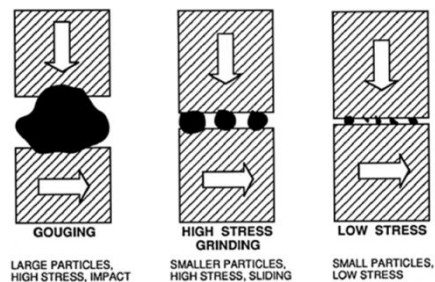


Figura 5.23 Azione abrasiva delle particelle solide che provocano i diversi effetti possibili

Un altro tipo di fenomeno è la corrosione, che può essere di tipo galvanico, uniforme, intergranulare, per pitting o abbinata al meccanismo di erosione. Quest'ultima è ovviamente la più pericolosa trattandosi di un fenomeno duplice che comporta quindi un maggiore deterioramento delle superfici.

Infine si parla di erosione quando le particelle solide trasportate dalla fase fluida ricoprono le superfici deteriorandole. Il fenomeno consiste nella conversione di energia cinetica delle particelle in deterioramento delle superfici, a differenza dell'abrasione. Esistono tre principali tipi di erosione, a seconda del modo in cui esse impattano sulla superficie, possono farlo scorrendo in una direzione approssimativamente parallela ad essa, in maniera casuale o infine direzionale, come riportato in Figura 5.24.

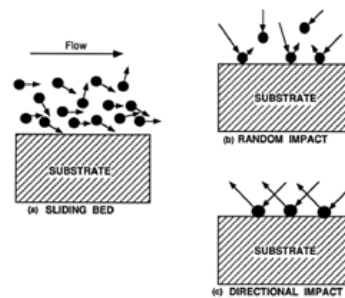


Figura 5.24 Azione erosiva delle particelle solide che provocano i diversi effetti possibili

Nonostante ciò, l'ingegneria si propone di costruire una macchina che abbia delle caratteristiche di resistenza sufficientemente soddisfacenti da non richiedere frequenti interventi di manutenzione che, come si è già precisato, sono particolarmente onerosi nella maggior parte dei casi. La vita utile della macchina dipenderà dal sito in cui è installata, dalle condizioni operative a cui è sottoposta, dalle specifiche caratteristiche dello slurry elaborato e da molti altri fattori. In questo caso la risposta più attendibile a questa questione deriva dall'osservazione di siti preesistenti e dall'esperienza degli operatori. In passato sono stati condotti alcuni studi per verificare l'effettivo deterioramento delle parti meccaniche di una macchina di questo tipo, come riportato in [46]. Le ricerche fatte hanno portato alla conclusione che la maggiore quantità di materiale perso è localizzato nei primi stadi della macchina, dove l'impatto con le particelle solide è più aggressivo. I detriti elaborati dalla stessa hanno infatti un maggiore potere abrasivo nella parte iniziale della macchina perdendo successivamente questa tendenza man mano che vengono elaborati dalle sue parti, che ne livellano la superficie. La quantità media di massa persa sulle pale

è stato dimostrato essere all'incirca del 2,81% dopo solo 60 ore di funzionamento della pompa testata durante l'esperimento sopra citato. La media è ovviamente minore per il diffusore, per il quale si assesta a circa 0,98%. Dalle osservazioni qui condotte è quindi chiaro come questo aspetto sia di fondamentale importanza nel progetto di una macchina di questo tipo.

## Conclusioni

Grazie alle considerazioni e ai calcoli svolti nel presente lavoro di Tesi è possibile concludere che la tecnologia di Cuttings Re-Injection rappresenta un'alternativa molto interessante per le industrie che si occupano di perforazione petrolifera, garantendo un processo fattibile e conveniente. I possibili aspetti negativi che potrebbe comportare questa tecnologia sono superati grazie ai grandi progressi tecnologici affrontati negli anni e alla politica di controllo attuata dalle imprese. Le attività sperimentali eseguite, i software programmati al fine di poter studiare in maniera efficiente il comportamento di ogni formazione e l'accuratezza nei calcoli preliminari effettuati possono garantire che le operazioni porteranno ad un risultato soddisfacente.

L'analisi del caso studio affrontato nel presente lavoro ha dimostrato come le scelte progettuali adeguate possono garantire l'assenza di rischi durante il processo. La scelta del sito dedicato all'iniezione si è basata sulla ricerca di una formazione che fosse disponibile ad accogliere fluidi e allo stesso tempo in grado di garantirne un contenimento sicuro. Inoltre il sito geografico prescelto presenta il vantaggio di non avere acquiferi o giacimenti da proteggere nelle strette vicinanze del punto di iniezione dunque risulta una zona geografica particolarmente attraente per questo tipo di processo. Grazie a tali considerazioni preliminari la scelta di operare in questo specifico sito è opportuna. Come ulteriore garanzia si è scelto di operare con un impianto tecnologico fornito delle strumentazioni in grado di garantire un monitoraggio continuo di tutte le proprietà le quali, nonostante determinino un costo economico rilevante, possono fornire informazioni dettagliate sull'avanzamento del processo e sulla sua correttezza di esecuzione. In fase preliminare le previsioni effettuate sulla geometria di ottenimento delle fratture nel sottosuolo hanno dato modo di dimostrare e confermare l'assenza di zone a rischio in cui lo slurry sarebbe potuto giungere, confermando nuovamente la fattibilità del processo nel sito scelto per l'iniezione. Da ultimo, le tecniche di laboratorio che permettono di qualificare con precisione le proprietà dello slurry utilizzato sono di fondamentale importanza per poter definire molte delle grandezze di progetto, dunque l'utilizzo delle migliori strumentazioni presenti sul mercato garantisce che non vi siano errori di percorso dovuti ad una erronea valutazione della reologia del composto. È bene precisare in questa sede che non è necessaria una valutazione delle proprietà dello stesso in grado di rappresentarlo in ogni fase del processo, in quanto in generale il composto presenterà variazioni delle sue proprietà nel tempo a causa delle piccole differenze nella sua composizione. I sistemi di analisi dovranno semplicemente essere in grado di fornire un'indicazione sulle proprietà medie dello slurry elaborato, sufficienti a poter

caratterizzare il sistema di re-iniezione. Infine si è potuto dimostrare come un'attenta progettazione della macchina operante nel sistema possa garantire un ottimo svolgimento delle operazioni di pompaggio. Preferendo una turbomacchina centrifuga ad una macchina volumetrica, si è scelto un procedimento indicato per il suo dimensionamento, in grado di fornire l'alta prevalenza richiesta dall'impianto senza penalizzarne eccessivamente le prestazioni. La forte usura a cui sono sottoposte le sue parti verrà tenuta sotto controllo e parzialmente evitata grazie alla scelta dei materiali e spessori opportuni in modo da non provocare guasti durante le operazioni. In conclusione la progettazione attenta della pompa operante nel sistema e la scelta opportuna del tipo di formazione su cui operare, abbinata ad una previsione accurata del composto e dell'andamento delle operazioni nel tempo e ad una completa attività di monitoraggio del processo durante il suo svolgimento permettono di delineare una procedura dai rischi limitati e in conformità con le norme ambientali attuali, garantendo un successo nelle operazioni di re-iniezione.



# Allegati

## A.1 Mounds' Drill Cuttings Injection Field Experiments

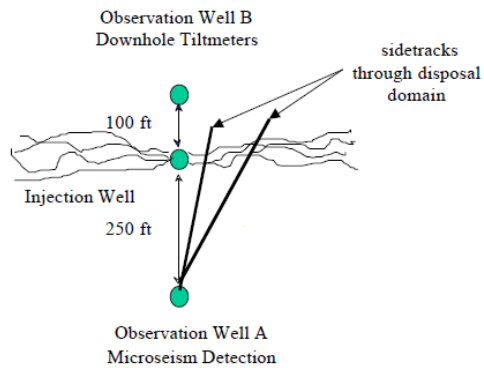


Figura A.1.0.1 Vista dall'alto del pozzo di iniezione e dei due pozzi di osservazione perforati nelle vicinanze

Tabella A.1.1 Proprietà fisiche dello slurry utilizzato durante gli esperimenti

Densità [g/cc]	1,18					
Viscosità al marsh funnel [s/qrt]	72					
Viscosità plastica [cp]	16					
Yeld point [lb/ft <sup>2</sup> ]	0,14					
Contenuto di sabbia [%vol]	1,1					
Distribuzione percentuale della grandezza dei solidi		10%	25%	50%	75%	90%
≤ % [μm]		1,09	2,73	8,04	27,7	101

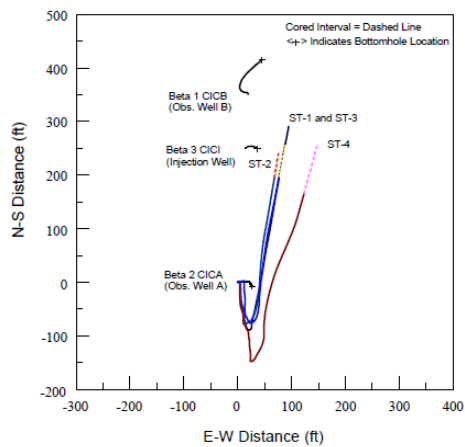


Figura A.1.0.2 Vista dall'alto della geometria dei percorsi seguiti per le attività di carotaggio a partire dai pozzi di osservazione A e B

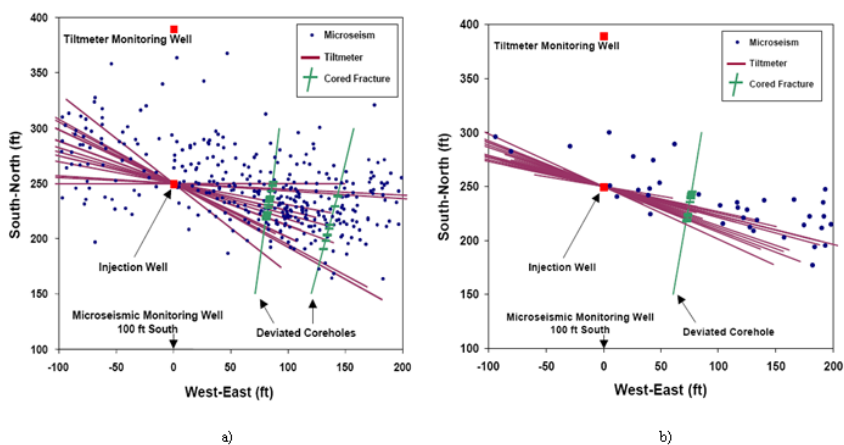


Figura A.1.0.3 Schema delle rilevazioni microsismiche, con inclinometri e attraverso attività di carotaggio a) per lo strato di roccia Wilcox e b) per Atoka

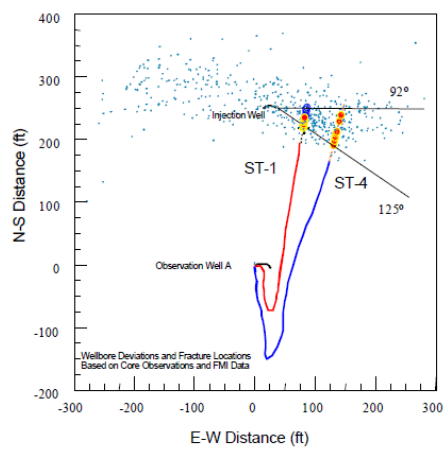


Figura A.1.0.4 Rappresentazione dall'alto dell'estensione angolare delle fratture rilevate nello strato di roccia Wicox

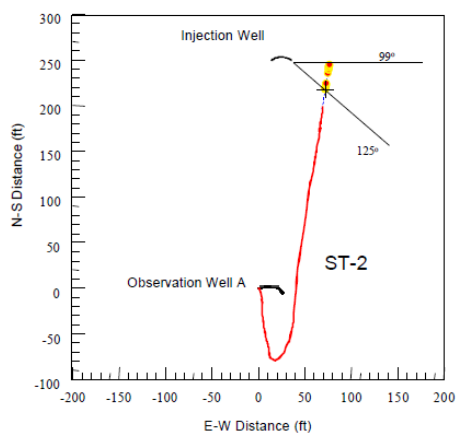


Figura A.1.0.5 Rappresentazione dall'alto dell'estensione angolare delle fratture rilevate nello strato di roccia Atoka

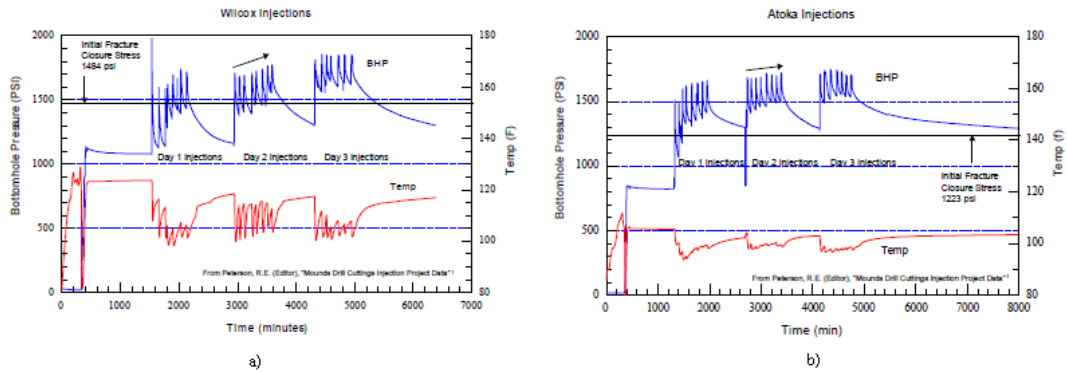


Figura A.1.0.6 Andamento della pressione in prossimità dell'iniezione in funzione del tempo per tutti gli intervalli di iniezione a) per la roccia Wilcox e b) per Atoka

## A.2 Formation integrity test e leak off test effettuati in sito

Tabella A.2.1 Valori di pressione registrati in funzione dei volumi iniettati per il formation integrity test effettuato a 1928 metri di profondità

Profondità di 1928 m	
Volumi iniettati [bbf]	Pressioni [psi]
0	0
0,25	130
0,5	175
0,75	210
1	235
1,25	250
1,5	260
1,75	285
2	310
2,25	330

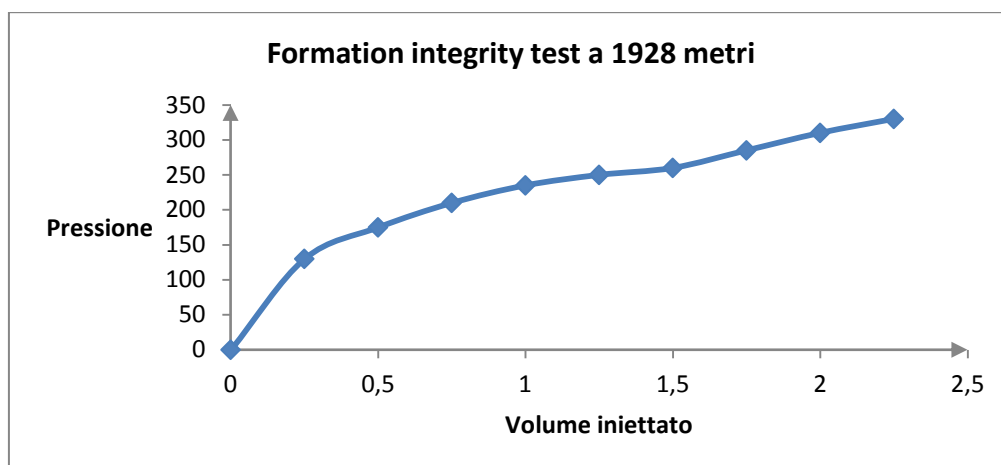


Figura A.2.1 Andamento della pressione in funzione dei volumi iniettati per il formation integrity test effettuato a 1928 metri di profondità

Tabella A.2.2 Valori di pressione registrati in funzione dei volumi iniettati per il leak off test effettuato a 2539 metri di profondità

Profondità di 2539 m	
Volumi iniettati [bbl]	Pressioni [psi]
0,25	160
0,5	240
0,75	300
1	340
1,25	365
1,5	380
1,75	400
2	400
2,25	404
2,5	414
2,75	425
3	425
3,25	425
3,25	370
3,25	370

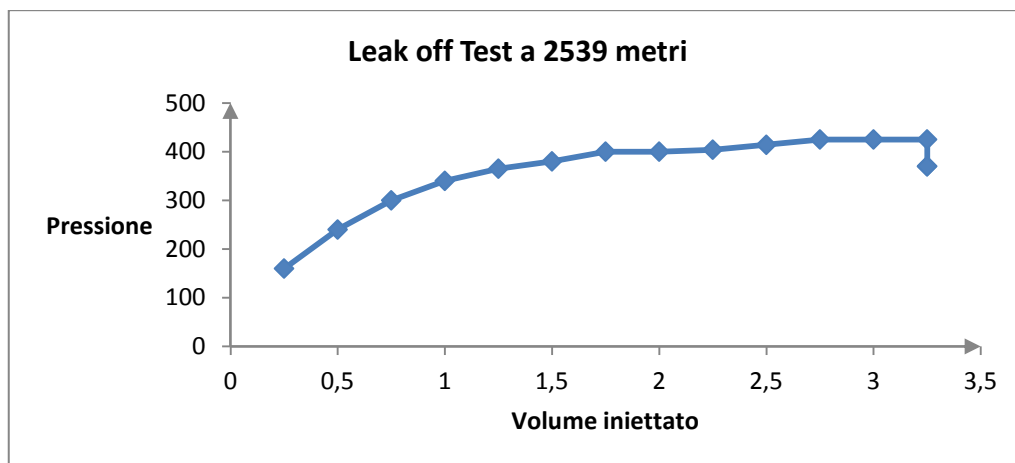


Figura A.2.2 Andamento della pressione in funzione dei volumi iniettati per il leak off test effettuato a 2539 metri di profondità

Tabella A.2.3 Valori di pressione registrati in funzione dei volumi iniettati per il leak off test effettuato a 3052 metri di profondità

Profondità di 3052 m	
Volumi iniettati [bbl]	Pressioni [psi]
0,25	180
0,5	313
0,75	420
1	550
1,25	680
1,5	800
1,75	900
2	950
2,25	960
2,5	960
2,75	964
3	964
3,25	969
3,5	969
3,75	969
4	969
4,25	969
4,5	969
4,75	969
5	969
5,25	969
5,5	969
5,75	969
6	969
6,25	969
6,5	969

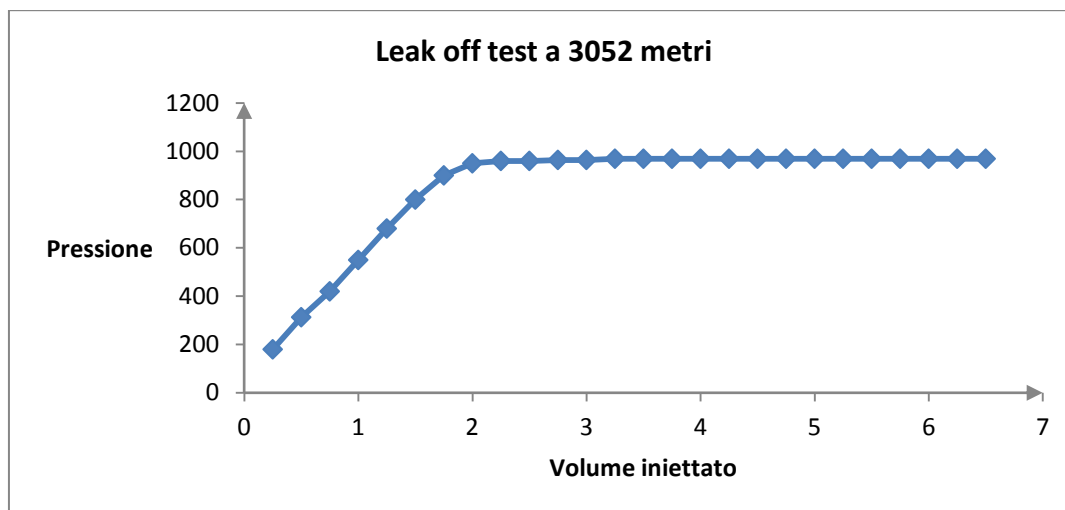


Figura A.2.3 Andamento della pressione in funzione dei volumi iniettati per il leak off test effettuato a 3052 metri di profondità



### A.3 Simulazioni della propagazione delle fratture nel sottosuolo

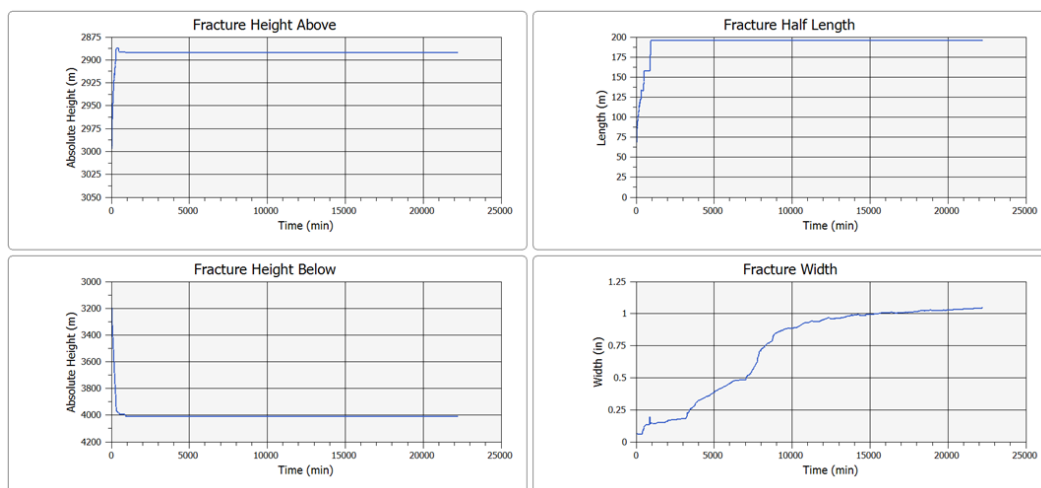


Figura A.3.1 Andamento delle dimensioni caratteristiche della frattura nel tempo

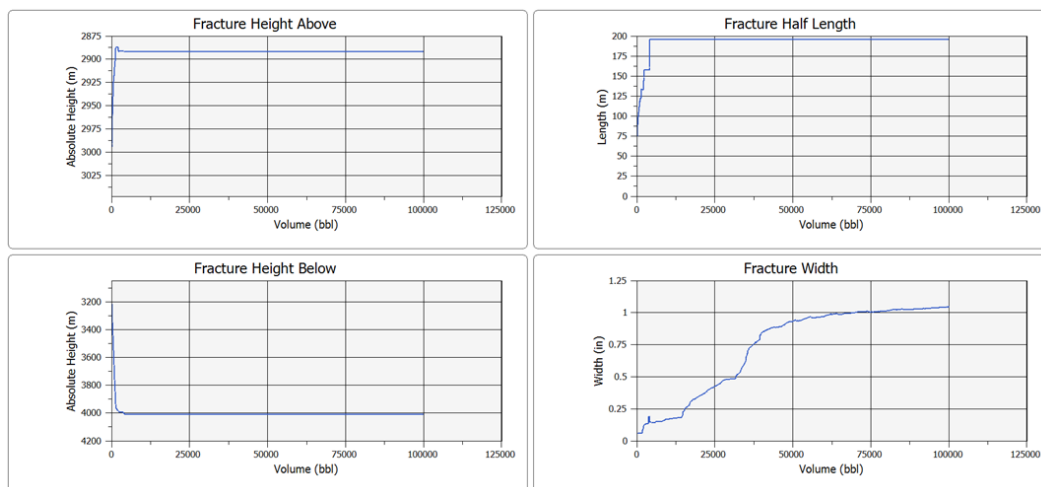


Figura A.3.2 Andamento delle dimensioni caratteristiche della frattura in funzione dei volumi iniettati

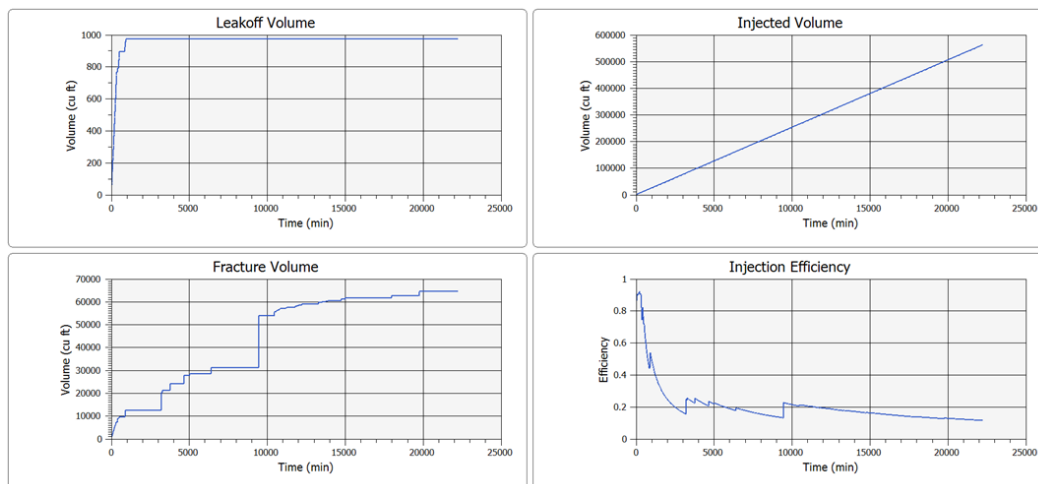


Figura A.3.3 Andamento nel tempo dei parametri rappresentanti le caratteristiche dei volumi iniettati e dell'efficienza raggiunta dal processo di fratturazione

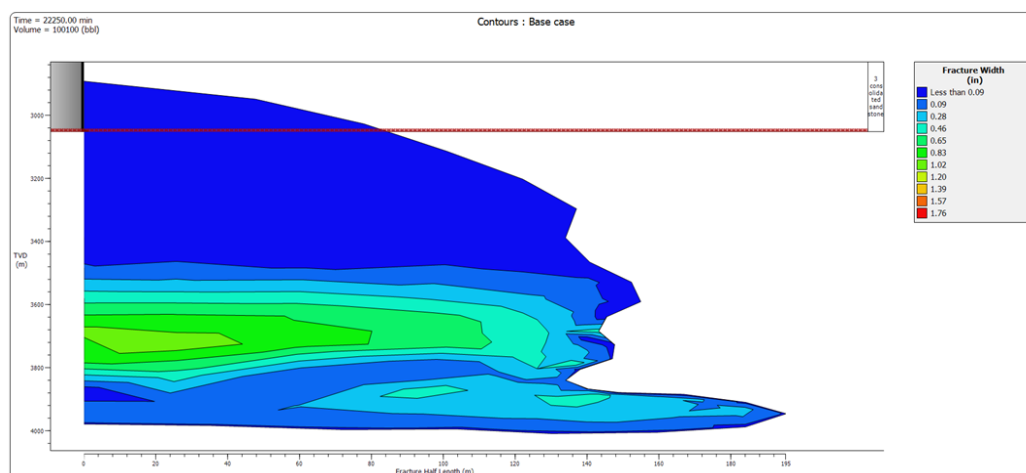


Figura A.3.4 Rappresentazione dello spessore delle fratture ottenute in prossimità del pozzo di re-iniezione

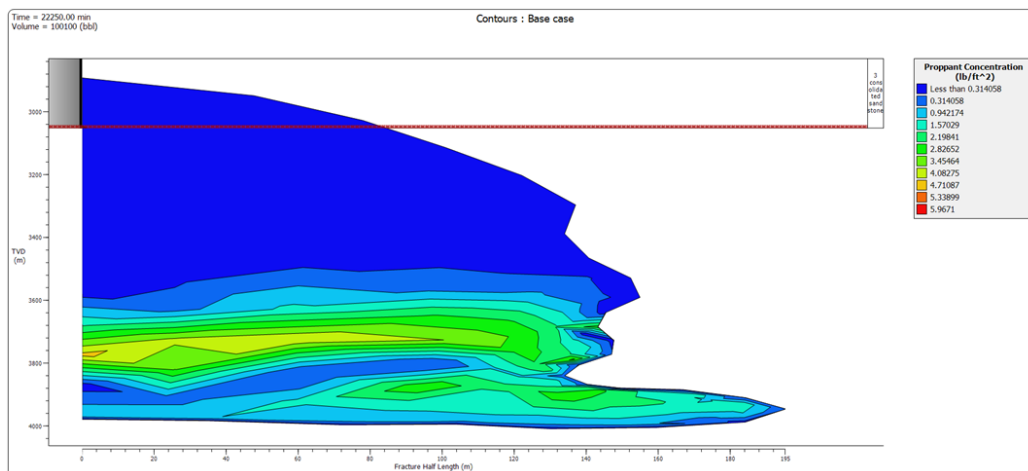


Figura A.3.5 Rappresentazione della concentrazione di solidi presente all'interno delle fratture ottenute in prossimità del pozzo di re-iniezione

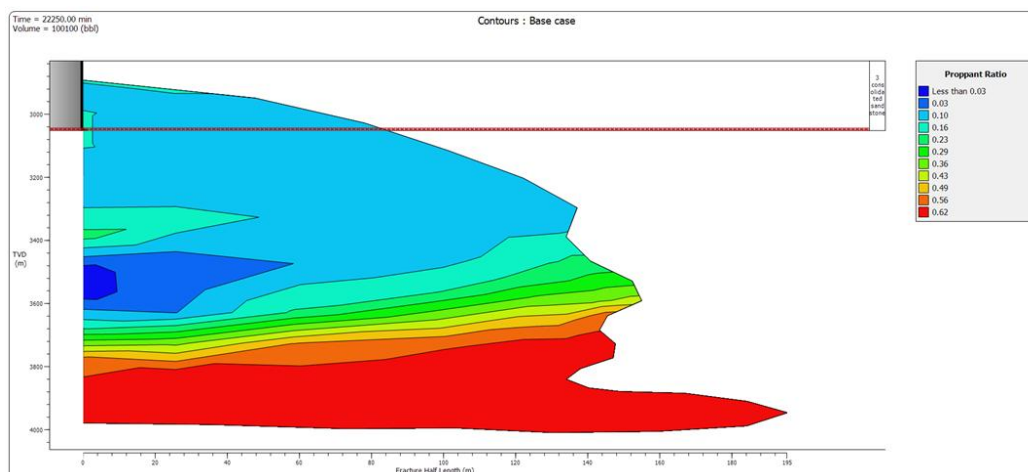


Figura A.3.6 Rappresentazione del volume di solidi rapportato all'intero volume delle fratture ottenute in prossimità del pozzo di re-iniezione

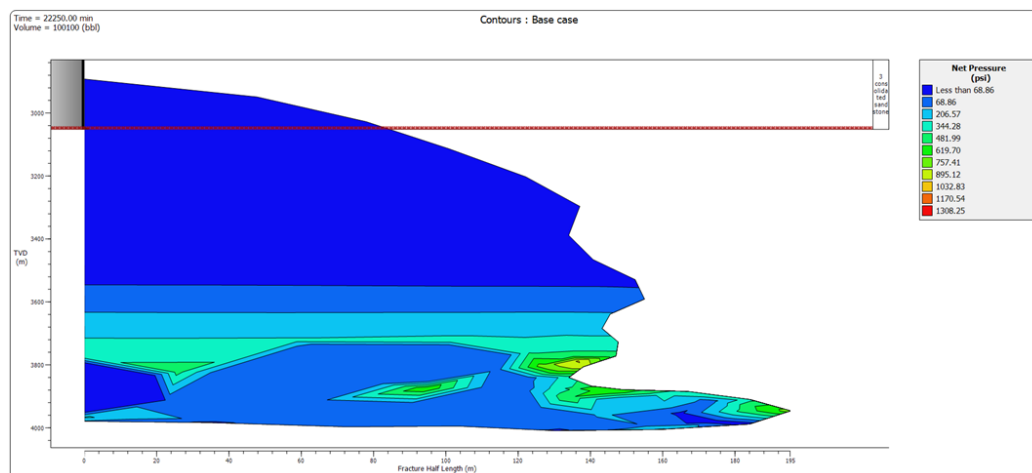


Figura A.3.0.7 Rappresentazione della pressione esistente nel sottosuolo all'interno delle fratture provocate

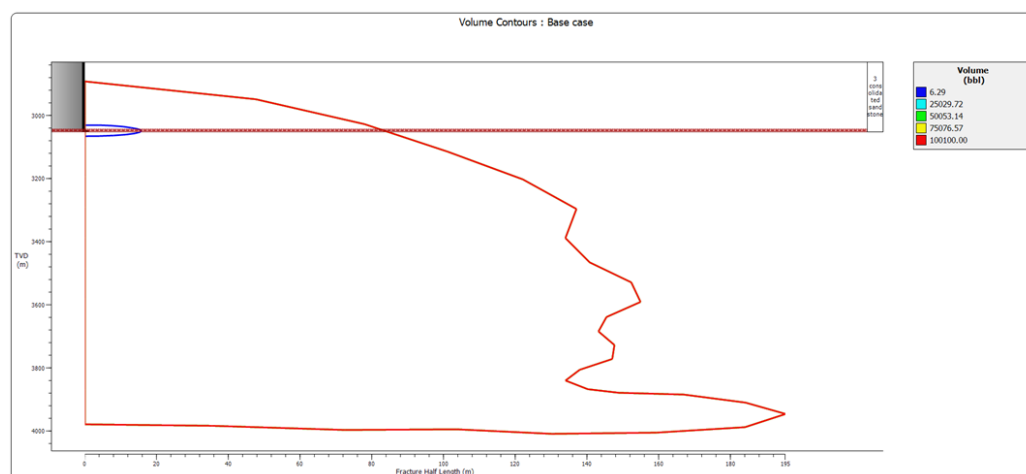


Figura A.3.0.8 Rappresentazione dei volumi distribuiti nella formazione attorno al pozzo di re-iniezione

# Nomenclatura

## Lettere greche

$\nu$	Coefficiente di Poisson; viscosità cinematica
$\sigma_h$	Sforzo orizzontale minore
$\sigma_H$	Sforzo orizzontale maggiore
$\sigma_v$	Sforzo verticale
$\sigma$	Sforzo generico insistente su un punto
$\sigma_n$	Sforzo normale
$\tau$	Sforzo tangenziale
$\tau_{yx}$	Sforzo tangenziale insistente sulla faccia normale alla direzione y e diretto lungo x
$\tau_{xy}$	Sforzo tangenziale insistente sulla faccia normale alla direzione x e diretto lungo y
$\varepsilon$	Allungamento subito da un provino sottoposto a test; coefficiente riduttivo dell'area in una macchina
$\gamma$	Deformazione tangenziale subita da un provino sottoposto a test; velocità di deformazione
$\psi$	Variazione dell'angolazione esistente tra due direzioni precedentemente perpendicolari tra loro in un provino sottoposto a test; coefficiente di prevalenza secondo Stepanoff
$\varepsilon_1$	Deformazione del provino nella direzione di applicazione dello sforzo
$\varepsilon_2$	Deformazione del provino nella direzione perpendicolare a quella di applicazione dello sforzo
$\sigma_1$	Sforzo nella direzione di applicazione della forza per un provino sottoposto a test

## Nomenclatura

$\varepsilon_e$	Deformazione subita da una roccia in campo elastico
$\varepsilon_p$	Deformazione subita da una roccia in campo plastico
$\rho$	Massa volumica
$\nu_{din}$	Coefficiente di Poisson rilevato con prove dinamiche
$\rho_m$	Densità media di uno strato di roccia
$\sigma_x$	Sforzo lungo la coordinata x
$\sigma_y$	Sforzo lungo la coordinata y
$\sigma'$	Sforzo effettivo insistente su una formazione
$\rho_{acqua}$	Densità dell'acqua
$\sigma_r$	Sforzo intorno ad un pozzo in funzione del raggio
$\sigma_\theta$	Sforzo intorno ad un pozzo in funzione dell'angolazione
$\tau_{r\theta}$	Sforzo tangenziale intorno ad un pozzo
$\rho_{fangio}$	Densità del fango di perforazione
$\eta$	Coefficiente rappresentativo della formazione studiata
$\frac{\partial u}{\partial y}$	Variazione di velocità lungo la direzione perpendicolare al movimento della lastra
$\mu$	Viscosità dinamica; slip factor
$\tau_o, \tau_y$	Yeld point
$\omega$	Velocità di rotazione del motore nel viscosimetro a rotazione; velocità di rotazione della pompa
$\theta$	Lettura ottenuta dal viscosimetro a rotazione
$\theta_{300}$	Lettura ottenuta dal viscosimetro a rotazione a 600 rpm
$\theta_{600}$	Lettura ottenuta dal viscosimetro a rotazione a 300 rpm
$\theta_{100}$	Lettura ottenuta dal viscosimetro a rotazione a 100 rpm

$\mu_{\text{Newton}}$	Viscosità dinamica calcolata con l'ipotesi di fluido Newtoniano
$\mu_{\text{Marsh Funnel}}$	Viscosità dinamica valutata con il Marsh Funnel
$\mu_{\text{mix,L}}$	Viscosità dinamica della frazione liquida dello slurry
$\mu_{\text{slurry}}$	Viscosità dinamica valutata per uno slurry
$\rho_s$	Densità della fase solida di uno slurry
$\rho_l$	Densità della fase liquida di uno slurry
$\eta_r$	Viscosità relativa
$\beta$	Coefficiente di valutazione delle perdite concentrate
$\eta_p$	Rendimento di una pompa
$\eta_{\text{mecc}}$	Rendimento meccanico
$\eta_i$	Rendimento idraulico
$\omega_s$	Velocità specifica
$\alpha$	Angolo della velocità assoluta nella macchina
$\beta$	Angolo della velocità relativa nella macchina
$\lambda$	Coefficiente di lavoro
$\varphi$	Coefficiente di portata
$\Omega$	Sezione normale al flusso nella macchina
$\bar{\tau}$	Tensore degli sforzi
$\Phi$	Coefficiente di portata secondo Stepanoff
$\bar{\beta}$	Angolo medio di pala tra ingresso e uscita
$\eta_R$	Efficiency derating factor
$\theta_p$	Posizione angolare di un punto in un piano $r\theta$ a trasformazione conforme avvenuta

### **Simboli**

$S_{vol}$	Volume di detriti accolto da una frattura a modello Wagon Wheel
$D_{vol}$	Volume di una frattura a modello Wagon Wheel
$C_{si}$	Sforzo di chiusura della frattura
$E$	Modulo di Young
$A$	Area
$F$	Forza assiale di compressione
$\Delta l$	Differenza tra la lunghezza iniziale e quella finale di un provino sottoposto a test
$l$	Lunghezza iniziale di un provino sottoposto a test; lavoro di Eulero
$d$	Diametro iniziale di un provino sottoposto a test
$l_{finale}$	Lunghezza finale di un provino sottoposto a test
$d_{finale}$	Diametro finale di un provino sottoposto a test
$p_p$	Pressione dei pori esistente nel sottosuolo
$u_p$	Velocità di propagazione di un'onda P all'interno della roccia
$u_s$	Velocità di propagazione di un'onda S all'interno della roccia
$E_{din}$	Modulo di Young rilevato con prove dinamiche
$\Delta t_p$	Tempo di attraversamento di un'onda P all'interno della roccia
$\Delta t_s$	Tempo di attraversamento di un'onda S all'interno della roccia
$g$	Accelerazione di gravità
$H$	Profondità a cui si valutano gli sforzi nella formazione; prevalenza di una pompa
$G_v$	Gradiente di overburden
$G_p$	Gradiente dei pori
$r_w$	Raggio di un pozzo



$r$	Raggio generico
$p$	pressione
$p_w$	Pressione in corrispondenza della circonferenza di un pozzo
$p_{fratt}$	Pressione di fratturazione
$p_{LOT}$	Pressione che determina la fatturazione durante un leak off test
$p_{propag}$	Pressione necessaria per ottenere la propagazione di una frattura già esistente
$u$	Velocità del flusso
$U$	Velocità di movimento della lastra
$h$	Distanza tra le due lastre
$K_B, K_{BP}$	Viscosità plastica
$K$	Coefficiente della legge di potenza
$n$	Esponente della legge di potenza; Numero di giri di una macchina
$K_t$	Coefficiente della legge di potenza per moto turbolento
$n_t$	Esponente della legge di potenza per moto turbolento
$K_l$	Coefficiente della legge di potenza per moto laminare
$n_l$	Esponente della legge di potenza per moto laminare
$R$	Raggio del cilindro nella parte terminale del Marsh Funnel
$Q$	Portata volumetrica
$C_w$	Concentrazione in massa dei solidi presenti nello slurry
$w$	Percentuali massiche dei componenti presenti nello slurry
$C_v$	Concentrazione volumetrica dei solidi presenti nello slurry
$D_{lim}$	Diametro limite per discriminare il tipo di moto delle particelle
$k$	Costante di Boltzman
$T$	Temperatura

## Nomenclatura

$E_a$	Energia di attivazione
$R$	Costante universale dei gas
$V_L$	Velocità limite per avere sospensione di solidi
$F_L$	Fattore per la sospensione di solidi
$S_{sol}$	Specific gravity della fase solida
$S_{liq}$	Specific gravity della fase liquida
$D$	Diametro
$Re$	Numero di Reynolds
$H_{perdite}$	Perdite di carico di una tubazione
$f$	Coefficiente di perdite di carico
$V$	Velocità media nel condotto; velocità assoluta del flusso all'interno della macchina
$K_g$	Coefficiente di valutazione delle perdite concentrate
$Q_L$	Portata in corrispondenza della velocità limite di sospensione dei solidi
$D_s$	Diametro specifico
$W$	Velocità relativa del flusso all'interno della macchina
$U$	Velocità periferica della macchina
$s$	entropia
$h$	entalpia
$h_t$	Entalpia totale
$I$	entalpia
$n_s$	Velocità specifica secondo Stepanoff
$K_u$	Coefficiente di velocità periferica
$K_{m1}$	Coefficiente di velocità meridiana all'ingresso
$K_{m2}$	Coefficiente di velocità meridiana all'uscita

$N_{pale}$	Numero di pale nella macchina
$s_u$	Spessore di pala all'uscita
$b$	Altezza di pala
$W_{perso}$	Lavoro perso in una macchina
$C_p$	Calore specifico
$H_R$	Head derating factor
$x_p$	Ascissa di un punto in un piano cartesiano ortogonale
$y_p$	Ordinata di un punto in un piano cartesiano ortogonale
$r_p$	Posizione di un punto rispetto al raggio in un piano $r\theta$ a trasformazione conforme avvenuta
$x_{rif}$	Ascissa di un punto di riferimento nella trasformazione conforme
$y_{rif}$	Ordinata di un punto di riferimento nella trasformazione conforme
$b_{ax}$	Corda assiale
$q$	Logaritmo del rapporto tra il raggio in ingresso e quello in uscita di una macchina
$F_0$	Coefficiente di slip factor
$W_{\infty}$	Velocità relativa con un numero infinito di pale

### Acronimi

CRI	Cuttings Re-Injection
TCC	Thermomechanical Cuttings Cleaner
FMI	Formation Micro Imager
s.g.	Specific gravity
LOT	Leak off test

## Nomenclatura

TVD	True vertical depth
LOP	Leak off pressure
VBI	Indice di viscosità
NPSH	Net Positive Suction Head

## Operatori

$\Delta$	Delta
$\partial$	Derivata parziale
$\nabla$	Nabla

## Bibliografía

- [1] A. Ovalle, J. Ronderos, S. Simons, Waste Injection: The Environmentally Safe and Cost-Effective Solution for Ultimate Waste Disposal. *Society of Petroleum Engineers* (2009).
- [2] Waste Injection The cost-effective, environmentally sound solution for drilling waste disposal. *Marketing Brochure MI SWACO,A Schlumberger Company*.
- [3] A.Alba, F. Fragachan, A.Ovalle, T.Shokanov, Environmentally Safe Waste Disposal: Integration of Cuttings Collection, Transport and Reinjection. *SPE International Oil Conference* (2007).
- [4] K. Browning, S. Seaton, Drilling Waste Management: Case Histories demonstrate that Effective Drilling Waste Management Can Reduce Overall Well-Construction Costs. *Society of Petroleum Engineers* (2005).
- [5] S. Gumarov, T. Shokanov, Sub-surface Assurance of Drilling Waste Re-Injection-Proactive Approach Accompanied 3 MM bbl Successfully Injected in Caspian Sea. *GeoMarket Symposium Schlumberger* (2012).
- [6] Q. Guo, T. Geehan, M. Pincock, Managing Risks and Uncertainties in Drill Cuttings Re-Injection in Challenging Environments – Field Experience from Sakhalin Island. *Society of Petroleum Engineers* (2005).
- [7] L. Ji, T. Shokanov, F.E. Fragachán, Multi-Fracture Complexities in Drilling Waste Injection: Wagon-Wheel Uniform Disposal Domain or Secondary Fracture Branching. *American Rock Mechanics Association* (2008).

- [8] F.E. Fragachán, T. Shokanov, A.P. Ovalle, K.G. Nolte, Mitigating Risks from Waste Subsurface Pressure Injection and Decline Analysis. *Society of Petroleum Engineers* (2007).
- [9] L.G. Griffin, C.A. Wright, E.J. Davis, S.L. Wolhart, Z.A. Moschovidis, Surface and Downhole Tiltmeter Mapping: An Effective Tool for Monitoring Downhole Drill Cutting Disposal. *Society of Petroleum Engineers* (2000).
- [10] F. Fragachán, A.P. Ovalle, T. Shokanov, A. Staples, Key to an Environmentally Safe Cuttings Re-Injection (CRI) and Waste Disposal Sub-surface Assurance. *MI SWACO, A Schlumberger Company*.
- [11] Z. Moschovidis, R. Steiger, R. Peterson, N. Warpinski, C. Wright, E. Chesney, J. Hagan, A. Abou-Sayed, R. Keck, M. Frankl, C. Fleming, S. Wolhart, B. McDaniel, A. Sinor, S. Ottesen, L. Miller, R. Beecher, J. Dudley, D. Zinno, O. Akhmedov, The Mounds Drill Cuttings Injection Field Experiment: Final Results and Conclusion. *Society of Petroleum Engineers* (2000).
- [12] T. Shokanov, J. Ronderos, Cuttings and Waste Injection, Shale Fracturing Pressure Decline, and Domain Mapping. *Society of Petroleum Engineers* (2011).
- [13] T. Shokanov, S. Gumarov, J. Ronderos, F. Fragachán, Multiple-Fractures Propagation, Orientation and Complexities in Drilling Waste Injection. *Society of Petroleum Engineers* (2011).
- [14] F.E. Fragachán, T. Shokanov, J. Ronderos, Cuttings and Waste Injection Disposal Domain Assessment from Shale Gas Fracturing. *Offshore Mediterranean Conference and Exhibition, Ravenna* (2011).
- [15] Thermal Desorption, Three ways to treat oil-contaminated cuttings, reducing waste and recovering valuable resources. *Marketing Brochure MI SWACO, A Schlumberger Company*.

- [16] A.J. Murray, M. Kapila, G. Ferrari, D. Degouy, B.J. Espagne, P. Handgraaf, Friction-Based Thermal Desorption Technology: Kashagan Development Project Meets Environmental Compliance in Drill-Cuttings Treatment and Disposal. *Society of Petroleum Engineers* (2008).
- [17] S. Kleppe, Reusing Recovered Base Oil from OBM Cuttings. *Society of Petroleum Engineers* (2009).
- [18] Offshore Thermomechanical Cuttings Cleaner Hammermill System. *Marketing Brochure MI SWACO, A Schlumberger Company*.
- [19] C.G. Street, C. Tesche, S.E. Guigard, Treatment of Hydrocarbon-Based Drilling Waste Using Supercritical Carbon Dioxide. *SPE E&P Environmental & Safety Conference, Galveston, Texas* (2007).
- [20] S. Saintpere, A. Morillon-Jeanmaire, Supercritical CO<sub>2</sub> Extraction Applied to Oily Drilling Cuttings. *Society of Petroleum Engineers* (2000).
- [21] M.S. Bruno, Slurry Fracture Injection of Petroleum and Municipal Sanitation Wastes. *Asian Rock Mechanics Symposium* (2008).
- [22] M.S. Bruno, Converting Biosolids to Energy by Deep Well Injection and Biodegradation. *Canadian National Residuals and Biosolids Management Conference, Toronto* (2000).
- [23] B. Attai, O. Moghaddam, M. Bruno, J. Young, Los Angeles breaks new ground with deep-well biosolids injection project. *Terralog Technologies, Water Environment & Technology* (2008).
- [24] Underground Injection Control Program, Los Angeles County, California. Permit No CA506001.
- [25] Z. Moschovidis, D. Gardner, G. Sund, R. Veatch, Disposal of Oily Cuttings by Downhole Periodic Fracturing Injections. *SPE/IADC Drilling Conference, Amsterdam*. (1993).

- [26] M.C. Thiercelin, J.C. Roegiers, Reservoir Stimulation Book. Capitolo 3.
- [27] M.B. Smith, J.W. Shlyapobersky, Reservoir Stimulation Book. Capitolo 5.
- [28] A.Pirocchi, Enciclopedia degli idrocarburi, sezione I.3.6.
- [29] TechBrief, A Technical Newsletter for MI SWACO Personnel, (volume 9, number 1, 2007).
- [30] CRI Slurry, Quality control and quality assurance. *MI SWACO, A Schlumberger Company*.
- [31] Sub-Surface Cuttings Re-Injection: Slurry Quality Control and Quality Assurance, *MI SWACO, A Schlumberger Company*, Beijing, Cina (2007).
- [32] A. Alba, S. Stocks, Subsurface Injection Slurries and monitoring equipment. *MI SWACO, A Schlumberger Company*.
- [33] J.A. Veil, M.B. Dusseault, Evaluation of Slurry Injection Technology for Management of Drilling Wastes. *U.S. Department of Energy National Petroleum Technology Office* (2003).
- [34] Kundu-Cohen, *Fluid Mechanics*. Capitolo 9, Laminar Flow, Steady Flow between Parallel Plates.
- [35] Rheology and Hydraulics, Drilling Fluids Engineering Manual. *MI SWACO, A Schlumberger Company*.
- [36] S. Sreenadh, S. Rajender, S.V.H.N. Krishna Kumari, Y.V.K. Ravi Kumar. Flow of Hershel-Bulkley Fluid In An Inclined Flexible Channel Lined With Porous Material Under Peristalsis. *International Journal of Innovative Technology & Creative Engineering* (2011).



- [37] J. Crawford, F. van Sittert, M. van der Walt, The performance of centrifugal pumps when pumping ultra-viscous paste slurries. *The Journal of the Southern African Institute of Mining and Metallurgy* (2012).
- [38] E. Shashi Menon, Piping Calculation Manual. Capitolo 10, Slurry and Sludge System Piping.
- [39] P.K. Senapati, D. Panda, A. Parida, Predicting Viscosity of Limestone-Water Slurry. *Journal of Minerals & Materials Characterization & Engineering* (2009).
- [40] F. Garcia, N. Le Bolay, C. Frances, Rheological behaviour and related granulometric properties of dense aggregated suspensions during an ultrafine comminution process. *Powder Technology* (2003).
- [41] E. Marchi, A. Rubatta, *Meccanica dei fluidi*. UTET, Torino (1981).
- [42] Slurry Pumping Manual, A Technical Application Guide for Users of Centrifugal Slurry Pumps and Slurry Pumping Systems. *Warman International, First Edition* (2002).
- [43] Warman Slurry Pumping Handbook, *Warman International LTD*, (2000).
- [44] C.Osnaghi, *Teoria delle Turbomacchine*. Capitolo 3, Funzionamento delle turbomacchine. Capitolo 3 , Funzionamento delle turbomacchine. Capitolo 7 , Compressori centrifughi.
- [45] O.E. Baljie, *Turbomachinery, a Guide to Design, Selection and Theory* pp 48-54.
- [46] K. Newman, G. Woolsey, K. McCosh, E. Hand, M. Boodhai, Multistage Centrifugal Pumps for Drilling and Production Waste Injection.

- [47] L. Feruglio, A. Giadrossi, Pompe centrifughe da slurry, scelte progettuali. *La Termotecnica* (2005).
- [48] P. Macchioni, M. Pinelli, Una Metodologia Integrata Mono-Tridimensionale applicata alla Progettazione di Macchine Idrauliche. *Ingegneria Ambientale*, vol XXXVIII (2009).
- [49] A.J. Stepanoff, *Centrifugal and Axial Flow Pumps: Theory, Design and Application* pp 72-85.
- [50] C.I. Walker, A. Goulas, Performance characteristics of centrifugal pumps when handling non-Newtonian homogeneous slurries. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers* pp 41-49.
- [51] V.K. Gahlot, V. Seshandri, Effect of Density, Size Distribution and Concentration of Solid on the Characteristics of Centrifugal Pumps. *Journal of Fluids Engineering* (1992).
- [52] A. Kazim, B. Maiti, P. Chand, A Correlation to Predict the Performance Characteristic of Centrifugal Pumps Handling Slurries. *PIME*(1997).
- [53] G. Addie, A. Sellgreen, Effect of Solids on Large Centrifugal Pumps Head and Efficiency. *Dredging Day* (1989).
- [54] A. Giadrossi, R. Taccani, L. Feruglio, Effetto delle Caratteristiche del Fluido sulle prestazioni di Pompe Centrifughe. *Congresso Annuale ATI Padova* (2003).
- [55] R. Cooke, Thickened and Paste Tailings Pipeline Systems: Design Procedure. *Australian Centre for Geomechanics* pp 129-140.
- [56] G. Persico, M. Pini, V. Dossena, P. Gaetani, Aerodynamic Design and Analysis of Centrifugal Turbine Cascades. *ASME Turbo Expo no. GT2013-95770* (2013).

- [57] T.W. von Backström, A Unified Correlation for Slip Factor in Centrifugal Impellers. *Journal of Turbomachinery* (2006).
- [58]